

IB 131-2015/71

**Experimentelle Umsetzung eines
Schallstrahlungssensors für Steuerungen**

Henning Bühmann

Thomas Haase



**Institut für Faserverbundleichtbau und Adaptronik
Braunschweig**

November / 2015


IB 131-2015/71


**Experimentelle Umsetzung eines Schallstrahlungssensors
für Steuerungen**

Braunschweig, November, 2015

Der Bericht umfasst:

143 Seiten


Institutsleiter:
Prof. Dr.-Ing. M. Wiedemann


Leiter der Abteilung:
Prof. Dr.-Ing. H. P. Monner

Verfasser:



Henning Bühmann



Thomas Haase



Technische
Universität
Braunschweig



Deutsches Zentrum
DLR für Luft- und Raumfahrt e.V.
Institut für Faserverbundleichtbau
und Adaptronik



Technische
Universität
Braunschweig

iaf

Experimentelle Umsetzung eines Schallstrahlungssensors für Steuerungen

Masterarbeit

an der Technischen Universität Braunschweig

Verfasser: Bühmann, Henning

Studiengang: Maschinenbau

Matrikel-Nr.: 4 052 731

Erstprüfer:

Prof. Dr.-Ing. Michael Sinapius (TU Braunschweig - IAF)

Betreuer:

Dr.-Ing. Naser Al Natsheh (TU Braunschweig - IAF)

Betreuer:

Dipl.-Ing. Thomas Haase (DLR)

Bearbeitungszeitraum: 6 Monate

Abgabedatum: 12.11.2015

Eidesstattliche Erklärung

Ich versichere, dass ich die vorliegende Masterarbeit selbstständig, ohne unerlaubte fremde Hilfe oder Beratung und nur unter Verwendung der angegebenen wissenschaftlichen Hilfsmittel und Literatur angefertigt habe.

Ort, Datum

Henning Bühmann

Braunschweig, 12. November 2015

Abstract

This master's thesis deals with the actively controlling of sound emitted by plates. It focuses on the development of radiation filters to estimate the radiated sound power. This estimation is based on measured structural quantities and the implementation of the radiation filters into one of several feedforward control systems. The accuracy and efficiency of the developed systems are demonstrated with simulations and experiments.

Within the design process of the radiation filters, a method based on the root-mean-square value and the standard deviation is developed to evaluate the best compromise between the number of necessary radiation modes and accuracy of the estimated sound power.

During the simulations and experiments a broadband sound power reduction could be shown, even in the presence of high modal density, a reduced number of actuators and a coarse structural discretization. To further increase the sound power approximation of the proposed filters a method for the optimization of the radiation modes is investigated. It could be shown that this method yields a more accurate estimation of sound power.

To verify the simulation experimental data for an active system consisting of a plate with sensors and actuators in an anechoic room is utilized. This data substantiates the simulation and a broadband sound power reduction of 3,4dB is achieved. During these measurements the influence of causality on the feedforward controller is also examined. Due to the chosen experimental setup, the controller is almost causal. It however became apparent that the system has a nearly linear phase response, meaning that the number of necessary filter weights can be decreased considerably.

Kurzfassung

Gegenstand dieser Masterarbeit ist die Beeinflussung der Schallabstrahlung von flächigen Strukturen mithilfe von aktiven Steuerungen. Schwerpunkt ist die Entwicklung eines Schallstrahlungssensors zur Schätzung der abgestrahlten Schallleistung aus strukturellen Messgrößen sowie die Integration des Sensors in eine Steuerung. Die Erprobung des Schallstrahlungssensors erfolgt mithilfe von Simulationen und Messungen.

Zur Auslegung des Schallstrahlungssensors wird ein Verfahren basierend auf quadratischem Mittelwert und Standardabweichung vorgeschlagen, dass für eine gegebene Struktur die Abschätzung eines Kompromisses zwischen Komplexität des Sensors und Güte der Schallleistungsschätzung erlaubt.

Die Leistungsfähigkeit des entwickelten Sensors bzw. der darauf aufbauenden aktiven Steuerung wird zunächst anhand von Simulationsmodellen abgeschätzt. Es zeigt sich, dass für die untersuchte Struktur eine breitbandige Lärmreduktion auch bei hoher Modendichte, geringer Aktoranzahl und grober Strukturdiskretisierung möglich ist. In diesem Zusammenhang wird ein Verfahren zur Optimierung der Schallstrahlungsmoden mit grobem Sensornetz untersucht. Es zeigt sich, dass mit diesem Verfahren eine Verbesserung der Schallleistungsschätzung möglich ist.

Zur Überprüfung der Simulationsergebnisse wird ein aktives System bestehend aus einer passiven Struktur mit applizierten Sensoren und Aktoren sowie der Steuerung in einem reflexionsarmen akustischen Messraum aufgebaut und vermessen. Aus den Messwerten ergibt sich eine Lärmreduktion von 3,4 dB bei stochastischer Störanregung. In diesem Kontext wird der Einfluss der Kausalität auf die verwendete Steuerung untersucht. Es zeigt sich, dass das untersuchte System aufgrund des gewählten Systemaufbaus nahezu kausal ist und der Einfluss einer zusätzlichen Verzögerung eher gering ist. Im Zuge dieser Versuche stellt sich jedoch heraus, dass das System einen nahezu linearen Phasengang aufweist und somit die erforderliche Anzahl an Filterkoeffizienten für die Steuerung erheblich reduziert werden kann.

Inhaltsverzeichnis

Eidesstattliche Erklärung	ii
Abstract	iii
Kurzfassung	iv
Inhaltsverzeichnis	v
Abbildungsverzeichnis	vii
Tabellenverzeichnis	xii
Nomenklatur	xiii
Abkürzungsverzeichnis	xviii
1. Einleitung	1
1.1. Lärmreduktionsmaßnahmen	1
1.2. Motivation	3
2. Stand des Wissens und der Forschung zu aktiven Struktur-Akustik-Regelung	5
2.1. Akustische Grundlagen	5
2.2. Schallabstrahlung einer ebenen Platte	7
2.3. Berechnung des Schallstrahlungssensors und des ASAC-Systems	11
2.4. Stand der Forschung zur Schallstrahlungssensorik in ASAC-Systemen	15
2.5. Ziele	23
3. Versuchsaufbau, Systemidentifikation und Auslegung des Schallstrahlungssensors	25
3.1. Versuchsaufbau	25
3.2. Systemidentifikation	29
3.3. Parameterstudie	30
3.4. Platzierung der Aktoren für die aktive Struktur-Akustik-Regelung	39

4. Erprobung des Schallstrahlungssensors und des ASAC-Systems	42
4.1. Simulative Vorauslegung	45
4.1.1. Vergleich der Schalleistungsschätzungen mit einer SIP-Messung	46
4.1.2. Vergleich der simulierten Schalleistungsreduktion zwischen mehreren ASAC- und einer AVC-Steuerung	54
4.1.3. Vergleich der simulierten Schalleistungsreduktion zwischen einem ASAC- System und einem ALC-ASAC-System	62
4.1.4. Untersuchung zum Einfluss der Stellgrößenbeschränkung	70
4.1.5. Zusammenfassung der Ergebnisse der simulativen Vorauslegung	72
4.2. Experimentelle Umsetzung des Schallstrahlungssensors	73
4.2.1. Experimentelle Analyse der Schalleistungsschätzungen der Schallstrah- lungssensoren	74
4.2.2. Vergleich der Schalleistungsreduktion zwischen mehreren ASAC- und einem AVC-System im Experiment	78
4.2.3. Vergleich der Schalleistungsreduktion zwischen einem ASAC-System und einem ALC-ASAC-System im Experiment	86
4.2.4. Untersuchung zum Einfluss der Kausalität im Experiment	91
4.2.5. Zusammenfassung der Ergebnisse der experimentellen Umsetzung eines Schallstrahlungssensors	97
4.3. Vereinfachungen zur technischen Realisierung von Schallstrahlungssensoren . .	98
5. Zusammenfassung und Ausblick	103
5.1. Zusammenfassung	103
5.2. Ausblick	105
Literaturverzeichnis	xx
A. Anhang	xxvi
A.1. Versuchsaufbau	xxvi
A.2. Schallstrahlungsmoden	xxxiii
A.3. Kavitätsmoden	xxxv
A.4. Ergebnisse der numerischen Modalanalyse der untersuchten Aluminiumplatte .	xxxvi

Abbildungsverzeichnis

1.1. Blockschaltbild einer allg. Regelstruktur in Steuerungsform basierend auf einem Filter	4
2.1. Diskretisierung einer plattenförmigen Struktur in N_e Elementarstrahler der Fläche A_e mit Mittelpunktsschnelle v_{en} nach [14]	8
2.2. Allg. Blockschaltbild einer MIMO Steuerung [13]	11
2.3. Allg. Blockschaltbild einer MIMO Steuerung nach Umstrukturierung zum Wiener Filter [13]	12
2.4. Allg. Blockschaltbild einer MIMO-Steuerung inkl. Schallstrahlungssensor [47] .	14
3.1. Versuchsaufbau zur experimentellen Umsetzung des Schallstrahlungssensors mit nicht abgedichtetem Luftspalt	26
3.2. Signalfussplan des Versuchsaufbaus	28
3.3. Singulärwerte der Schallstrahlungsmoden 1 - 10 (kurz: RDM 1 - RDM 10) im Frequenzbereich von 0 – 600 Hz	31
3.4. RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,345,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,345,s}$ bei Schätzung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 345 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden eins bis fünf gegenüber der Referenzschallleistung	33
3.5. RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,345,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,345,s}$ bei Schätzung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 345 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn gegenüber der Referenzschallleistung	34
3.6. RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,77,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,77,s}$ bei Schätzung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 77 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden eins bis fünf gegenüber der Referenzschallleistung	35

3.7. RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,77,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,77,s}$ bei Schätzung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 77 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn gegenüber der Referenzschallleistung	36
3.8. RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,24,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,24,s}$ bei Schätzung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 24 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden eins bis fünf gegenüber der Referenzschallleistung	37
3.9. RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f,24,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f,24,s}$ bei Schätzung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 24 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn gegenüber der Referenzschallleistung	38
3.10. Aufsummierte Strukturschnellen in [dB] über den Messpunkten im Frequenzbereich von 0,625–200 Hz	39
3.11. Aufsummierte Strukturschnellen in [dB] über den Messpunkten im Frequenzbereich von 200,625–400 Hz	40
3.12. Aufsummierte Strukturschnellen in [dB] über den Messpunkten im Frequenzbereich von 400,625–600 Hz	41
4.1. Vergleich der Schallintensitätsmessungen des Versuchsstands mit den Schätzungen basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix im abgedichteten Zustand (a) und unabgedichteten Zustand (b)	47
4.2. Berechnete Betriebsschwingform bei 235 Hz für den abgedichteten (a) und den unabgedichteten (b) Prüfstand	49
4.3. Vergleich der SIP-Messung mit der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix sowie den Sensoren eins, zwei und drei im unabgedichteten Zustand des Prüfstands	51
4.4. Vergleich der SIP-Messung mit der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix sowie den Sensoren drei, vier und fünf im unabgedichteten Zustand des Prüfstands	53
4.5. Schallleistungsreduktion (a), Schwingungsreduktion (b) und Abstrahlgradreduktion (c) der ASAC-Systeme basierend auf den Sensoren zwei, drei, vier und fünf verglichen mit einem AVC-System, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.	55

4.6. Berechneter Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 3	59
4.7. Amplitudengang von Sekundäraktor 1 und 2	60
4.8. Vergleich der Betriebsschwingformen im Bereich von 210 Hz bis 235 Hz mit der ASAC-Steuerung 3	61
4.9. Berechneter Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit dem AVC-Steuerung	63
4.10. Adaptive Linear Combiner Verfahren nach [54]	64
4.11. Vergleich der Schallleistungsschätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix, dem Schallstrahlungssensor drei und dem Schallstrahlungssensor basierend auf dem ALC-Verfahren für den nicht abgedichteten Prüfstand . . .	66
4.12. Schallleistungsreduktion (a), Schwingungsreduktion (b) und Abstrahlgradreduktion (c) des ASAC-Systems drei und des ASAC-Systems basierend auf dem ALC-Sensor, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet. . .	67
4.13. Berechneter Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung ALC, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet	68
4.14. Schallleistungsreduktion $\Delta L_{P,345}$ (a), Schallleistungsreduktion $\Delta L_{P,24}$ (b), Schwingungsreduktion ΔL_v (c) und Abstrahlgradreduktion $\Delta \sigma$ (d) des ASAC-Systems zwei mit (ASAC 2) und ohne Stellgrößenbeschränkung (ASAC 2 – OSB), Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.	71
4.15. Vergleich der SIP-Messung mit der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix sowie dem Schallstrahlungssensor zwei im Experiment . .	75
4.16. Vergleich der SIP-Messung mit der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix sowie dem Sensor drei	77
4.17. Schallleistungsreduktion (a) berechnet über Schallstrahlungsresistanzmatrix, Schallleistungsreduktion (b) gemessen mit SIP, Schwingungsreduktion (c) und Abstrahlgradreduktion (d) der ASAC-Systeme basierend auf den Sensoren zwei, drei, vier und fünf verglichen mit einem AVC-System, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.	79
4.18. Ausgangsspannung an den Aktoren eins und zwei über der Frequenz für die AVC-Steuerung	80

4.19. Gemessener Schallleistungspegel L_P (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 3	82
4.20. Gemessene Betriebsschwingform im ungesteuerten Zustand (a) und im gesteuerten Zustand mit ASAC 3 (b) bei 370 Hz, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet	83
4.21. Gemessener Schallleistungspegel L_P (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 2	85
4.22. Vergleich der Schallleistungsschätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix und dem Schallstrahlungssensor basierend auf dem ALC-Verfahren für den nicht abgedichteten Prüfstand	86
4.23. Schallleistungsreduktion (oben), Schwingungsreduktion (unten links) und Abstrahlgradreduktion (unten rechts) des ASAC-Systems drei und des ASAC-Systems basierend auf dem ALC-Sensor, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.	88
4.24. Gemessener Schallleistungspegel L_P (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung ALC	89
4.25. Mit Schallintensitätsmesssonde gemessene Schallleistungsreduktion des ASAC-Systems zwei mit den zusätzlichen Verzögerungen im Primärpfad, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.	92
4.26. Bode Diagramm des Primärpfads zum ersten Schallstrahlungssignal (grüne Linie) und der Sekundärpfade zum ersten Schallstrahlungssignal (blaue Linie) . .	93
4.27. Geschätzte Schallleistungsreduktion $\Delta L_{P,24}$ in Abhängigkeit der Filterkoeffizienten.	94
4.28. Bode Diagramm des Primärpfads zum ersten Schallstrahlungssignal (grüne Linie) und der Sekundärpfade zum ersten Schallstrahlungssignal (blaue Linie) . .	95
4.29. Geschätzte Schallleistungsreduktion $\Delta L_{P,24}$ in Abhängigkeit der zusätzlichen Verzögerung im Primärpfad.	96
4.30. Vergleich der Schallleistungsschätzung basierend auf der vollständigen Schallstrahlungsresistanzmatrix und dem Schallstrahlungssensor drei ohne Berücksichtigung der frequenzabhängigen Gewichtung der Schallstrahlungsmoden durch die Singulärwerte für den nicht abgedichteten Prüfstand.	99

4.31. Berechneter Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a) und Abstrahlgrad σ (b) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 3 basierend auf dem modifizierten Schallstrahlungssensor ohne frequenzabhängige Gewichtung der Schallstrahlungsmoden	100
4.32. Gemessener Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a) und Abstrahlgrad (b) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 3 ohne Integration der Beschleunigungssignale	102
A.1. Versuchsaufbau zur experimentellen Umsetzung des Schallstrahlungssensors mit abgedichtetem Luftspalt	xxvi
A.2. Skizze der Aluminiumplatte mit applizierten Sensoren und Aktoren sowie dem Shaker	xxxii
A.3. Singulärwerte der Schallstrahlungsmoden 1 – 5 (kurz: RDM 1 – RDM 5) im Frequenzbereich von 0–600 Hz für die Diskretisierung in 24 Elementarstrahler	xxxiii
A.4. Schallstrahlungsmoden 1 – 5 bei 10 Hz	xxxiv
A.5. Eigenformen 1, 3, 10, 14, 15, 36	xxxvi

Tabellenverzeichnis

4.1. Übersicht über die Bezeichnung der Schallstrahlungssensoren sowie der zugehörigen ASAC-Systeme	43
4.2. Übersicht über die vorgenommenen Einstellungen zum Anregungssignal und den verwendeten Steuerungen	44
4.3. Übersicht über die untersuchten Schallstrahlungssensoren und deren Schallleistungsschätzungen in der Simulation	46
4.4. Übersicht über die durchgeführten Simulationen sowie deren grafische Darstellung	65
4.5. Übersicht über die untersuchten Schallstrahlungssensoren und deren Schallleistungsschätzungen im Experiment	74
4.6. Übersicht über die untersuchten Schallstrahlungssensoren ALC im Experiment	86
A.1. Materialkennwerte der Aluminiumplatte nach [11]	xxvi
A.2. Liste der verwendeten Geräte und Materialien zur experimentellen Umsetzung der Schallstrahlungssensoren	xxvii
A.3. Berechnete Frequenzen der Kavitätsmoden des Plattenprüfstands	xxxv
A.4. Berechnete Eigenfrequenzen der untersuchten Aluminiumplatte	xxxvii

Nomenklatur

Für die Notation mathematischer Zusammenhänge gelten die folgend genannten grundsätzlichen Vereinbarungen:

- Matrizen werden durch kursive Schrift und einem doppelten Unterstrich gekennzeichnet.
- Vektoren werden durch kursive Schrift und einem einfachen Unterstrich gekennzeichnet.
- Skalare werden in kursiver Schrift gekennzeichnet.
- Formelzeichen in Gleichungen im Frequenzbereich können komplexe Werte annehmen. Auf eine gesonderte Kennzeichnung komplexer Werte wird verzichtet.

In der unten stehenden Tabelle sind die hier verwendeten Symbole und Formelzeichen, eine Beschreibung sowie die dazugehörige physikalische Einheit aufgelistet.

Lateinische Formelzeichen und Symbole

Symbol	Beschreibung	Einheit
\underline{a}	Beteiligungsfaktoren der Schallstrahlungsmoden	-
A	Fläche	m^2
A_e	Fläche eines Elementarstrahlers	m^2
B'	breitenbezogene Biegesteifigkeit	N m
c_L	Schallgeschwindigkeit in Luft	m/s
c_0	Bezugswert der Schallgeschwindigkeit	m/s
d_{ij}	Mittelpunktabstand zweier Elementarstrahler	m
\underline{d}	Störsignal	-
E	E-Modul	N/m^2
\underline{e}	Fehlersignal	-
$\underline{e}_{\text{ALC}}$	Fehlersignal beim Adaptive Linear Combiner-Verfahren	-
f	Frequenz	Hz
f_k	konstante Approximationsfrequenz der Schallstrahlungsmoden	Hz
f_S	Abtastfrequenz	Hz

Symbol	Beschreibung	Einheit
f_G	Grenzfrequenz der Anti-Aliasing Filter und Rekonstruktionsfilter	Hz
$\underline{\underline{G}}_B$	Übertragungsfunktion Beschleunigungssensor	-
$\underline{\underline{G}}_E$	Übertragungsfunktion Körperschallwandler	-
$\underline{\underline{G}}_{P,Str}$	Übertragungsfunktion der Primärpfade der Struktur	-
$\underline{\underline{G}}_{SF}$	Übertragungsfunktion Schallstrahlungssensor	-
$\underline{\underline{G}}_{S,Str}$	Übertragungsfunktion der Sekundärpfade der Struktur	-
$\underline{\underline{G}}_{SH}$	Übertragungsfunktion Shaker	-
h	Höhe	m
i	imaginäre Einheit $i^2 = -1$	-
I	Schallintensität	W/m ²
I_0	Bezugswert der Schallintensität	W/m ²
K	Anzahl der Referenzsignale	-
k_L	Kreiswellenzahl der Luftschallwelle	1/m
L	Anzahl der Sensorsignale	-
L_I	Schallintensitätspegel	dB
L_p	Schalldruckpegel	dB
L_P	Schallleistungspegel	dB
$L_{P,24}$	Schallleistungspegel der groben Strukturdiskretisierung	dB
$L_{P,345}$	Schallleistungspegel der feinen Strukturdiskretisierung	dB
$L_{P,DSP}$	Schallleistungspegel berechnet mit dem digitalen Schallstrahlungssensor	dB
$L_{P,SIP}$	Schallleistungspegel berechnet auf Basis einer Schallintensitätsmessung	dB
L_{PR}	Schallleistungspegel geschätzt mit Schallstrahlungsresistenzmatrix	dB
$L_{P_{f_k}^{ns}}$	Schallleistungspegel geschätzt mit s Schallstrahlungsmoden, die an der konstanten Frequenz f_k für die Strukturdiskretisierung n berechnet werden	dB
L_v	Schallschnellepegel	dB
M	Anzahl der Stellsignale	-
m''	Masse pro Fläche	kg/m ²
M_L	molare Masse der Luft	kg/mol
N_e	Anzahl an Elementarstrahlern	-

Symbol	Beschreibung	Einheit
N_ω	Anzahl an Kreisfrequenzlinien	-
N_f	Anzahl an Frequenzlinien	-
n	Strukturdiskretisierung	-
p	Schallwechseldruck	N/m ²
p_e	Schallwechseldruck eines Elementarstrahlers	N/m ²
p_0	Bezugswert des Schallwechseldrucks	N/m ²
P	Schallleistung	W
P_0	Bezugswert der Schallleistung	W
$\underline{\underline{Q}}$	Matrix der Schallstrahlungsmoden	-
$\underline{\underline{Q}}_{\text{ALC}}$	Matrix der mit dem Adaptive Linear Combiner-Verfahren berechneten Schallstrahlungsmoden	-
r	Radius	m
r_e	Radius der Elementarstrahler	m
R	universelle Gaskonstante	J K/mol
$\underline{\underline{R}}$	Schallstrahlungsresistanzmatrix	N s/m ³
S	Anzahl berücksichtigter Schallstrahlungsmoden	-
T	Temperatur	K
\underline{u}	Stellsignal	-
$\underline{\underline{V}}$	Matrix der transponierten Schallstrahlungsmoden	-
\underline{v}	Schallschnelle	m/s
v_0	Bezugswert der Schallschnelle	m/s
$\underline{v}_{\text{ALC}}$	Schallschnelle für das Adaptive Linear Combiner-Verfahren	m/s
\underline{v}_d	Störsignalvektor der Strukturschnellen	-
\underline{v}_y	Sekundärsignalvektor der Strukturschnellen	-
v_e	Mittelpunktschnelle eines Elementarstrahlers in Normalenrichtung	m/s
$\langle \overline{v_e^2} \rangle$	quadratisch gemittelte Strukturschnelle	m ² /s ²
$\underline{\underline{W}}, \underline{w}$	Optimale Filterkoeffizienten	-
\underline{x}	Referenzsignal	-
\underline{y}	Sekundärsignal	-
$\underline{\underline{z}}_d$	Störsignalvektor der Schallstrahlungssignale	-
$\underline{\underline{z}}_y$	Sekundärsignalvektor der Schallstrahlungssignale	-
$\underline{\underline{z}}_e$	Fehlersignalvektor der Schallstrahlungssignale	-
Z_0	Schallkennimpedanz	N s/m ³

Symbol	Beschreibung	Einheit
<u><u>Z</u></u>	Schallstrahlungsimpedanzmatrix	N s/m ³

Griechische Formelzeichen und Symbole

Symbol	Beschreibung	Einheit
$\overline{\Delta L}_{P_{f_k}^{ns}}$	quadratischer Mittelwert der Differenz zwischen einer Referenzschalleistung und einer geschätzten Schalleistung mit s Schallstrahlungsmoden, die an der konstanten Frequenz f_k berechnet werden, für die Strukturdiskretisierung n	dB
$\Delta L_{P_{arithm}}$	arithmetischer Mittelwert der Differenz zwischen einer Referenzschalleistung und einer geschätzten Schalleistung mit s Schallstrahlungsmoden, die an der konstanten Frequenz f_k berechnet werden, für die Strukturdiskretisierung n	dB
κ_L	Adiabatenexponent der Luft	-
<u><u>Λ</u></u>	Matrix der Singulärwerte	-
λ_B	Wellenlänge der Biegewelle	m
λ_L	Wellenlänge der Luft	m
μ	Schrittweite	-
$\mu_{\omega_k}^{ns}$	Standardabweichung zwischen einer Referenzschalleistung und einer geschätzten Schalleistung mit s Schallstrahlungsmoden, die an der konstanten Frequenz f_k berechnet werden für die Strukturdiskretisierung n	dB
ν	Querkontraktionszahl	-
ρ	Dichte	kg/m ³
ρ_0	Dichte unter Normalbedingungen	kg/m ³
σ	Abstrahlgrad	-
τ_P	Gruppenlaufzeit Primärpfad	s
τ_S	Gruppenlaufzeit Sekundärpfad	s
ϕ	Phase	°
<u><u>Φ</u></u> , <u><u>φ</u></u>	gefilterte Referenzsignale	-
<u><u>ψ</u></u>	Matrix der approximierten Singulärwerte	-
ω	Kreisfrequenz	Hz
ω_k	konstante Approximationskreisfrequenz der Schallstrahlungsmoden	Hz

Operatoren

Symbol	Beschreibung
Δ	Differenz zweier Größen
diag	Diagonalelemente einer Matrix
$E \{ \}$	Erwartungswert einer Größe
\sim	Effektivwert einer Größe
$\hat{}$	Approximation/Schätzung einer Größe
T	Transponierte eines Vektors/einer Matrix
\dagger	Hermiteische eines Vektors/einer Matrix
Re	Realteil einer komplexen Größe
Im	Imaginärteil einer komplexen Größe
∇	Nabla-Operator (kontextabhängiger Differentialoperator)

Abkürzungsverzeichnis

Folgende Abkürzungen werden im Dokument verwendet:

A/D	Analog/Digital
ALC	Adaptive Linear Combiner
allg.	allgemein
ANC	Active Noise Control
ANVC	Active Noise Vibration Control
ASAC	Active Structural Acoustic Control
AVC	Active Vibration Control
bspw.	beispielsweise
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
Ctrl	Control – gesteuerter Zustand
D/A	Digital/Analog
DSP	Digital Signal Processing
engl.	englisch
FIR	Finite Impulse Response
FRF	Frequency Response Functions
Glg.	Gleichung
inkl.	inklusive
LSV	Laser Scanning Vibrometer
MIMO	Multiple-Input Multiple-Output

MSE	Mean Square Error
noCtrl	no Control – ungesteuerter Zustand
ODS	Operational Deflection Shape
PVDF	Polyvinylidenfluorid (piezoelektrischer Polymerwerkstoff)
PZT	Blei-Zirkonat-Titanat (piezoelektrische Keramik)
RDM	Radiation Mode
resp.	respektive
RME	Radiation Modal Expansion
RMS	Root Mean Square
SIP	Sound Intensity Probe
SISO	Single-Input Single-Output
sog.	sogenannte
TBL	Turbulent Boundary Layer
vgl.	vergleiche
WHO	World Health Organization
z.B.	zum Beispiel

1. Einleitung

Laut der Weltgesundheitsorganisation (engl. *World Health Organization* – *WHO*) ist der Verkehrslärm infolge der immer stärkeren Mobilisierung der Welt in Form des Flug-, Schiffs- und Straßenverkehrs nach der Luftverschmutzung das größte Gesundheitsrisiko für den Menschen [53]. Zur Reduktion der Luftverschmutzung rückt seit einiger Zeit der Leichtbau, unter anderem basierend auf Faserverbundwerkstoffen, in den Fokus der Forschung [26]. Diese Materialien zeichnen sich durch eine geringe Dichte verbunden mit einer hohen Steifigkeit aus, wodurch sich die Masse von Tragstrukturen und somit der erforderliche Treibstoffbedarf deutlich senken lässt.

Allerdings wird die Verwendung von Leichtbaustrukturen mit einigen akustischen Herausforderungen erkaufte. Infolge der geringeren Masse sowie der höheren Steifigkeit sinkt die Koinzidenzfrequenz, wodurch eine höhere Schallabstrahlung begünstigt wird [29]. Folglich kann die Lärmbelastung für den Menschen empfindlich ansteigen und unter Umständen zu Gesundheitsschäden führen [27]. Um den Leichtbauvorteil der Strukturen dennoch ausnutzen zu können, ist die Entwicklung von leistungsfähigen, leichtbaukonformen Maßnahmen zur Lärmreduktion von steigender Bedeutung.

1.1. Lärmreduktionsmaßnahmen

Generell lassen sich die Maßnahmen zur Lärmreduktion in aktive und passive Methoden unterteilen, die für unterschiedliche Frequenzbereiche geeignet sind. Passive Maßnahmen finden besonders im höherfrequenten¹ Bereich Anwendung. Hierfür werden zum einen konstruktive Mittel bspw. durch Änderung der Form, Masse, Geometrie oder des Materials eines Bauteils ergriffen um die Schallabstrahlung zu reduzieren oder in den vom Menschen nicht hörbaren Frequenzbereich zu verschieben [32]. Zum anderen finden schalldämmende Materialien Verwendung, wenn die direkte konstruktive Beeinflussung des Bauteils nicht möglich oder nicht ausreichend ist. Zur Schalldämmung werden häufig poröse Materialien eingesetzt, die die Schallleistung beim Durchtritt der Schallwelle durch das Material in Form von Wärme dissipieren oder in Körperschall wandeln [14]. Mit größerer Wellenlänge der Schallwellen werden

¹Es lässt sich keine allgemein gültige Definition finden, ab welcher Frequenz passive Maßnahmen Anwendung finden. Bei [45] wird bspw. angegeben, dass ab einer Frequenz von 1 kHz passive Methoden verwendet werden.

diese Maßnahmen jedoch deutlich aufwendiger, da die einzubringende Masse ansteigt. Insbesondere für Leichtbauanwendungen, bei denen häufig eine geringe Masse verbunden mit einer hohen Steifigkeit der Struktur im Vordergrund steht, sind diese Methoden nicht mehr ausreichend.

Als zusätzliches Instrument zur Lärmreduktion werden daher seit den 1990er Jahren aktive Maßnahmen erforscht. Sie zeigen besonders im tieffrequenten Bereich² großes Potential [46]. Generell lassen sich drei aktive Maßnahmen zur Lärmreduktion³ unterscheiden:

- Aktive Lärmreduktion (engl. *Active Noise Control* - ANC)
- Aktive Vibrationskontrolle (engl. *Active Vibration Control* - AVC)
- Aktive Struktur-Akustik-Regelung (engl. *Active Structural Acoustic Control* - ASAC)

Diese Verfahren der aktiven Lärmreduktion unterscheiden sich in ihrer technischen Realisierung deutlich voneinander.

Bei der aktiven Lärmreduktion wird als Zielfunktion der Schalldruck definiert. Durch Überlagerung einer primären Schallwelle, die von einer Lärmquelle ausgeht, mit einer künstlich erzeugten sekundären Schallwelle, die idealerweise 180° phasenverschoben ist, kann der Schalldruck lokal gemindert werden. Jedoch erweist sich bei diesem Prinzip eine räumliche Trennung von Lärm- und Sekundärquelle, insbesondere in dreidimensionalen Kavitäten, als problematisch. Auch bei ideal phasenverschobenen Gegenschallwellen kommt es, aufgrund der kugelwellenförmigen Ausbreitung der Schallwellen, nicht ausschließlich zur destruktiven, sondern auch zur konstruktiven Interferenz. Das heißt, es entstehen deutlich leisere, aber auch deutlich lautere Zonen. Insbesondere zur globalen Lärmreduktion ist dieses Verfahren somit eher ungeeignet. Die aktive Vibrationskontrolle dient ursprünglich der Schwingungsberuhigung, wird aber vermehrt zur Lärmreduktion verwendet bzw. auf ihre Eignung zur Lärmreduktion untersucht. Als Zielfunktion wird für dieses Prinzip die Schwingungsamplitude der Struktur definiert. Mithilfe von Sensoren wird die Schwingungsamplitude der Struktur erfasst und mit Aktoren wird eine Sekundärschwingung, die wiederum idealerweise um 180° phasenverschoben ist, erzeugt, so dass es zur destruktiven Körperschallinterferenz kommt. Im Sinne der aktiven Lärmreduktion ist die Idee bei der Verwendung von AVC-Systemen, dass mit einer reduzierten Schwingungsamplitude auch eine reduzierte Schallabstrahlung und folglich eine Lärmreduktion einhergeht.

²Für den Frequenzbereich in dem aktive Maßnahmen verwendet werden gibt es ebenfalls keine allgemein gültige Definition. Häufig finden sich Angaben wonach die Anwendung im Frequenzbereich weit unterhalb der Koinzidenzfrequenz liegt und gleichzeitig unterhalb des Frequenzbereichs passiver Maßnahmen, demnach kann ca. 1 kHz als obere Grenze betrachtet werden.

³An dieser Stelle wird die Hybridform ANVC nicht näher erläutert, Ausführungen zur ANVC sind bspw. bei [22] zu finden

Dies ist jedoch nicht zwingend der Fall, da es zur Anregung von Strukturschwingungen kommen kann, die zwar mit geringerer Amplitude schwingen, aber deutlich effizienter Schall abstrahlen [49].

Bei dem dritten Prinzip, der aktiven Struktur-Akustik-Regelung, wird daher eine akustisch relevante Zielfunktion – die Schallleistung – zur Lärmreduktion definiert. Im Unterschied zur aktiven Vibrationskontrolle wird bei diesem Prinzip aus den strukturellen Messgrößen die abgestrahlte Schallleistung geschätzt. Die vom Aktor erzeugte Sekundärschwingung erreicht dadurch in den Resonanzbereichen eine Reduktion der Amplituden der stark schallabstrahlenden Moden. Außerhalb der Resonanzbereiche wird die Schwingungsverteilung der Struktur derart verändert, dass die Moden miteinander interferieren und dementsprechend die Schallabstrahlung reduziert wird, siehe [34] oder [17]. Im Gegensatz zur aktiven Vibrationskontrolle kann bei dieser Methode die globale Schwingungsamplitude der Struktur zunehmen.

1.2. Motivation

Trotz der potentiell größeren Leistungsfähigkeit von ASAC-Systemen in Bezug auf die aktive Lärmreduktion finden sich nur wenige Arbeiten in denen ASAC-Systeme experimentell realisiert und getestet werden. Häufiger finden sich Kompromisslösungen bzw. Versuche zur Optimierung von AVC-Systemen, bspw. bei [47]. Begründet wird die Untersuchung von diesen Kompromisslösungen häufig mit dem finanziellen und experimentellen Aufwand bei der Umsetzung eines ASAC-Systems. Diese Kompromisse zeigen jedoch auch mit Optimierungen nur eine geringe Wirksamkeit bei der Lärmreduktion. Der große Aufwand bei ASAC-System erklärt sich mit der benötigten Hardware. Wie bereits angedeutet, wird die abgestrahlte Schallleistung einer Struktur reduziert. Dafür ist es zunächst notwendig ein Modell zu entwickeln, das aus strukturellen Messgrößen die abgestrahlte Schallleistung schätzt. Um eine möglichst realitätsnahe Schätzung zu erhalten, ist eine feine räumliche Auflösung der Messung erforderlich, die in vergleichsweise höheren Kosten resultiert.

Werden dennoch ASAC-Systeme realisiert und getestet geschieht dies häufig in Form von Regelungen, zum Beispiel bei [39]. Im Hinblick auf die Regelstruktur weisen Regelungen (engl. *Feedback-Control*) gegenüber Steuerungen⁴ (engl. *Feedforward-Control*)⁵ einige Nachteile auf. Abbildung 1.1 zeigt den grundsätzlichen Aufbau eines ASAC-Systems.

⁴Voraussetzung für die Verwendung einer Steuerung ist es, über ein mit der Störung korreliertes, messbares Referenzsignal zu verfügen. Diese Voraussetzung wird im weiteren Verlauf der Arbeit als erfüllt betrachtet.

⁵Bei der Steuerung handelt es sich eigentlich um eine Störgrößenaufschaltung. Im Einklang mit der englischsprachigen Nomenklatur wird im Rahmen dieser Arbeit jedoch der Begriff Steuerung verwendet.

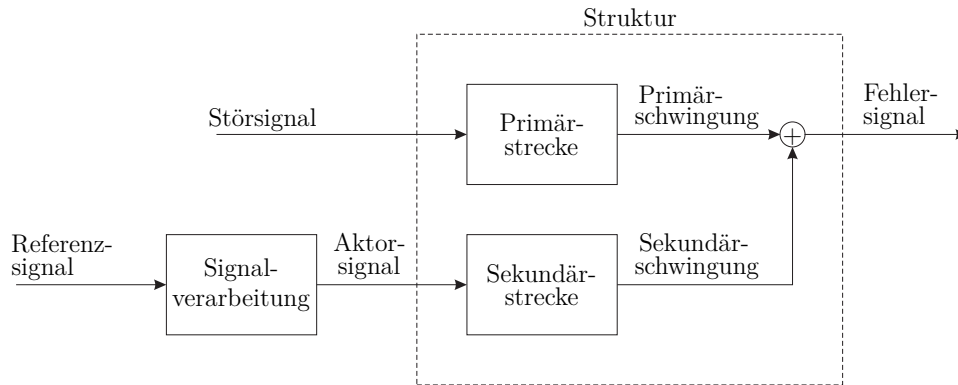


Abbildung 1.1.: Blockschaltbild einer allg. Regelstruktur in Steuerungsform basierend auf einem Filter

Das Fehlersignal in Abbildung 1.1 entspricht der Summe der von der Störung hervorgerufenen Primärschwingung und der vom Aktor erzeugten Sekundärschwingung. Bei Verwendung einer Regelung wird dieses Signal auf die Strecke zurückgeführt, wodurch für eine Regelung Stabilitätsuntersuchungen erforderlich werden. Im Gegensatz dazu wird bei einer Steuerung das Fehlersignal nicht auf die Strecke zurückgeführt, wodurch die Steuerung keinen Einfluss auf die Lage der Pole der Strecke hat und das System, solange die Strecke stabil bleibt, nicht instabil werden kann.

Des Weiteren ist es möglich eine Steuerung bei Einhaltung der Kausalitätsbedingung⁶ kausal auszuführen, wodurch Primärschwingung und Sekundärschwingung auch bei stochastischer Störanregung zeitgleich überlagert werden können. Digitale Regelungen hingegen sind immer akausal.

Ausgehend von den zuvor aufgezeigten Punkten, ist diese Arbeit von der Frage motiviert:

Inwiefern kann ein experimentell realisiertes ASAC-System in Steuerungsform eine deutliche Reduktion der abgestrahlten Schalleistung einer schwingenden Struktur erreichen?

Unter einer deutlichen Schalleistungsreduktion wird eine Reduktion des Schalleistungspegels von ca. 10 dB verstanden. Dieses Ziel resultiert aus dem Umstand, dass erst Pegelreduktionen von 5–10 dB vom Menschen als deutlich leiser empfunden werden, vgl. [36].

⁶Die Kausalitätsbedingung ist erfüllt, wenn die Signallaufzeit des Referenzsignals inkl. aller Verstärker und Filter kleiner ist, als die Signallaufzeit von der Lärmquelle zum Fehlersensor [24].

2. Stand des Wissens und der Forschung zu aktiven Struktur-Akustik-Regelung

In diesem Kapitel sollen die für diese Arbeit benötigten Grundlagen sowie der Stand der Forschung zur Schallstrahlungssensorik in aktiven Struktur-Akustik-Regelungen erarbeitet werden. Zunächst wird in die wichtigsten akustischen Größen sowie die Berechnung der abgestrahlten Schallleistung einer ebenen Platte basierend auf Schallstrahlungsmoden sowie deren Approximation mit dem *Radiation Modal Expansion*-Verfahren (kurz: RME-Verfahren) eingeführt. Anschließend werden die Grundlagen zur Berechnung des ASAC-Systems erläutert. Die Grundlagen zur Akustik wurden dem Buch von [48] entnommen, die Theorie zur Elementarstrahlermethode dem Buch von [14], das RME-Verfahren wird auf der Grundlage der Arbeit von [19] erläutert. Wird von diesen Quellen abgewichen, wird dies explizit erwähnt. Nach Erläuterung der theoretischen Grundlagen zur aktiven Struktur-Akustik-Regelung, wird der Stand des Wissens und der Forschung zu diesem Thema aufgearbeitet.

2.1. Akustische Grundlagen

Unter einem Schallereignis wird eine örtlich begrenzte und zeitlich veränderliche Störung des Ruhezustands eines Fluids verstanden. Aufgrund der geringen übertragbaren Scherkräfte breitet sich Schall in Fluiden, insbesondere in Gasen, in Form von Longitudinalwellen aus. Die entstehende Druckschwankung wird als Schallwechseldruck p bezeichnet. Hierbei handelt es sich um eine skalare Größe, die sowohl orts- als auch zeitabhängig ist. Die Geschwindigkeit der Oszillation der Fluidteilchen wird als Schallschnelle \underline{v} bezeichnet. Hierbei handelt es sich um eine vektorielle Größe, die ebenfalls orts- und zeitabhängig ist. Die Schallschnelle ist nicht zu verwechseln mit der Schallgeschwindigkeit c_L , die die Fortpflanzungsgeschwindigkeit der Welle beschreibt. Sie berechnet sich nach Gleichung 2.1 und ist bei der Betrachtung von Luft als ideales Gas lediglich von der Temperatur T abhängig.

$$c_L = \sqrt{\kappa_L \frac{R}{M_L} T} \quad (2.1)$$

Die Variable κ_L bezeichnet den Adiabatenexponent, R die universelle Gaskonstante und M_L die molare Masse von Luft.

Eine weitere beschreibende Größe der Schallwelle ist die Wellenlänge λ_L . Sie berechnet sich nach folgendem Zusammenhang:

$$\lambda_L = \frac{c_L}{f} \quad (2.2)$$

Hierin ist f die Frequenz der Schwingung.

Alternativ zur Wellenlänge wird häufig die Kreiswellenzahl k_L verwendet. Sie beschreibt das Verhältnis einer Periode 2π zur Periodenlänge λ_L , siehe Gleichung 2.3.

$$k_L = \frac{\omega}{c_L} = \frac{2\pi}{\lambda_L} \quad (2.3)$$

Im Vergleich zum Ruhedruck, der unter Normalbedingungen¹ ca. $101\,325\text{ N/m}^2$ beträgt, ist der Schallwechseldruck sehr klein, an der Schmerzschwelle des Menschen beträgt dieser gerade 63 N/m^2 . An der Hörschwelle beträgt er $2 \times 10^{-5}\text{ N/m}^2$ bei einer Frequenz von 1 kHz . Hieran ist ersichtlich, dass sich die in der Akustik betrachteten Größen über einen sehr großen Bereich erstrecken. Deshalb wird üblicherweise mit logarithmischen Pegelgrößen gearbeitet. Der Schalldruckpegel L_p berechnet sich folgendermaßen:

$$L_p = 20 \lg \frac{\tilde{p}}{p_0} \quad (2.4)$$

Der Effektivwert \tilde{p} wird aus dem Zeitverlauf des Schallwechseldrucks und der Messzeit bestimmt, Bezugswert des Schallwechseldrucks von $p_0 = 2 \times 10^{-5}\text{ N/m}^2$ ist die Hörschwelle des Menschen bei einer Frequenz von 1 kHz .

Der Schallschnellepegel L_v berechnet sich analog zum Schalldruckpegel, deshalb wird die Gleichung nicht erneut aufgeführt. Der Bezugswert der Schallschnelle v_0 ergibt sich aus dem Quotienten der Bezugswerte von Schallwechseldruck und Schallkennimpedanz $Z_0 = \rho_0 c_0$ zu

$$v_0 = \frac{p_0}{\rho_0 c_0} = \frac{2 \times 10^{-5}\text{ N/m}^2}{400\text{ kg/(m}^2\text{ s)}} = 5 \times 10^{-8}\text{ m/s}. \quad (2.5)$$

Unter Schallkennimpedanz wird der Wellenwiderstand eines Mediums, in diesem Fall der Luft, verstanden.

Häufig wird anstelle von Schallwechseldruck und Schallschnelle, energetische Größen zur Beschreibung des Schallfeldes verwendet, die im Folgenden eingeführt werden sollen.

Das Produkt aus den Zeitverläufen von Schallwechseldruck $p(t)$ und Schallschnelle $\underline{v}(t)$ wird

¹Unter Normalbedingungen wird eine Temperatur von $273,15\text{ K}$ verstanden

als Schallintensität $\underline{I}(t)$ bezeichnet:

$$\underline{I}(t) = p(t)\underline{v}(t) \quad (2.6)$$

Die Schallintensität weist in Richtung der Schallschnelle, wodurch sie ebenfalls eine vektorielle Größe ist und der augenblicklichen Leistung pro durchstrahlter Fläche entspricht. Da es sich bei der Schallintensität um eine energetische Größe handelt, berechnet sich der Schallintensitätspegel L_I folgendermaßen:

$$L_I = 10 \lg \frac{\tilde{I}}{I_0} \quad (2.7)$$

Hierin ist \tilde{I} der Effektivwert der Schallintensität und I_0 der Bezugswert der Schallintensität. Der Bezugswert des Schallintensitätspegel ist das Produkt aus den Bezugswerten der Schallschnelle sowie des Schallwechseldrucks.

Durch die Integration über die durchstrahlte Fläche A ergibt sich der Schallleistungspegel L_P , Bezugswert ist $P_0 = 1 \times 10^{-12} \text{ W}$:

$$L_P = 10 \lg \frac{\tilde{P}}{P_0} \quad (2.8)$$

2.2. Schallabstrahlung einer ebenen Platte

In diesem Abschnitt wird die Theorie zur Berechnung der Schallabstrahlung einer akustisch abgeschirmten Platte mittels Elementarstrahlermethode erarbeitet [14].

Bevor jedoch auf die Herleitung der abgestrahlten Schallleistung eingegangen wird, sollen an dieser Stelle die Begriffe Nahfeld und Fernfeld genauer definiert werden. Als Nahfeld wird der Bereich um die Schallquelle bezeichnet, der sich innerhalb einer Wellenlänge befindet, mathematisch bedeutet dies $r < \lambda_L$. Wobei r den Abstand des betrachteten Punkts von der Quelle angibt. Im Nahfeld sind Schalldruck und Schallschnelle nicht in Phase, weshalb es aufgrund des Wellencharakters von Schallschnelle und Schallwechseldruck zu Interferenzerscheinungen kommt und sich die Intensität aus einem Blind- und einem Wirkanteil zusammensetzt. Die Phasenbeziehung zwischen Schallschnelle und Schallwechseldruck wird durch die komplexe Impedanz bestimmt. Sie beschreibt, wie der Schallwechseldruck nach Betrag und Phase durch die Schallschnelle induziert wird. Fernfeldbedingungen gelten ab einem Abstand von der Schallquelle, der größer ist als die Wellenlänge, nach [42] ab einem Abstand von $r \gg 2\lambda_L$. Im Fernfeld befinden sich Schalldruck und Schallschnelle in Phase, wodurch die Intensität einen reinen Wirkanteil hat. Die Unterscheidung von Nah- und Fernfeld ist deshalb von Bedeutung, da die nachfolgenden Ausführungen Fernfeldbedingungen voraussetzen.

Im Folgenden soll der Ansatz zur Berechnung der abgestrahlten Schallleistung einer platten-

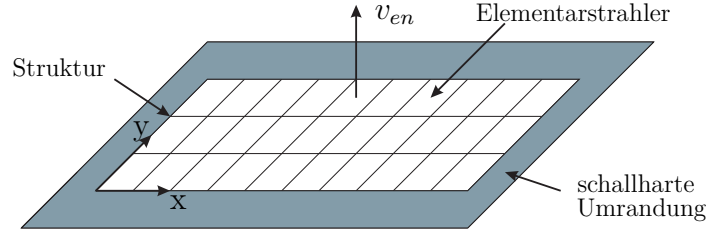


Abbildung 2.1.: Diskretisierung einer plattenförmigen Struktur in N_e Elementarstrahler der Fläche A_e mit Mittelpunktschnelle v_{en} nach [14]

förmigen Struktur mithilfe der Elementarstrahlermethode erläutert werden. Abbildung 2.1 zeigt die Einteilung einer plattenförmigen Struktur in N_e rechteckige Elementarstrahler der Fläche A_e . Jeder Elementarstrahler wird dabei als akustisch abgeschirmter Kolbenstrahler betrachtet. Um jeden Kolbenstrahler bildet sich ein Halbkugelwellenfeld aus. Aufgrund des Wellencharakters beeinflussen sich alle Elementarstrahler gegenseitig, weshalb, infolge von Interferenzerscheinungen, die Gesamtschallleistung kleiner sein kann als die Summe der Einzelleistungen. Diese gegenseitige Beeinflussung der einzelnen Elementarstrahler wird von der komplexen Schallstrahlungsimpedanzmatrix beschrieben, siehe Gleichung 2.9.

$$\underline{p}_e(\omega) = \underline{\underline{Z}}(\omega) \underline{v}_e(\omega) \quad (2.9)$$

Hierin ist $\underline{p}_e(\omega)$ der komplexe Vektor des jeweiligen Schalldrucks eines Elementarstrahlers, $\underline{v}_e(\omega)$ der komplexe Vektor der Strukturschnellen der Elementarstrahler in Normalenrichtung und die $\underline{\underline{Z}}$ die Schallstrahlungsimpedanzmatrix². Die Einträge der Impedanzmatrix berechnen sich folgendermaßen:

$$Z_{ij}(\omega) = \frac{i\omega\rho A_e}{2\pi d_{ij}} e^{-ikd_{ij}} \quad (2.10)$$

Der Abstand d_{ij} ist der Abstand der Mittelpunkte des i -ten Elementarstrahlers zum j -ten Elementarstrahler.

Die abgestrahlte Schallleistung der Struktur berechnet sich aus dem Produkt von Realteil der Schallintensität und durchstrahlter Fläche zu:

$$P(\omega) = \frac{A}{2N_e} \operatorname{Re} \left\{ \underline{v}_e^\dagger(\omega) \underline{p}_e(\omega) \right\}. \quad (2.11)$$

²Bei der Strukturschnelle wird nur die Komponente in Normalenrichtung berücksichtigt, wodurch aus dem Vektor ein Skalar wird. Alle skalaren Strukturschnellen werden wieder in einem Vektor zusammengefasst. Der Schalldruck ist nach wie vor ein Skalar, aber die Einzeldrücke werden in einem Vektor zusammengefasst

Hierin ist A die Gesamtfläche³ der Struktur und \dagger die hermitesch Transponierte.

Durch Einsetzen von Gleichung 2.9 in Gleichung 2.11 lässt sich die Schalleistung einer Struktur allein aus gemessenen Strukturschnellen bzw. den Schallschnellen berechnen, siehe Gleichung 2.12. In der Vibroakustik die grundlegende Annahme, dass die Strukturschnelle in Normalenrichtung an der Grenzfläche zwischen Fluid und Struktur mit der Schallschnelle identisch ist.

$$P(\omega) = \frac{A}{2N_e} \operatorname{Re} \left\{ \underline{v}_e^\dagger(\omega) \underline{Z}(\omega) \underline{v}_e(\omega) \right\} \quad (2.12)$$

Der Ausdruck $\frac{A}{2N_e} \operatorname{Re} \left\{ \underline{Z}(\omega) \right\}$ kann durch die Matrix $\underline{R}(\omega)$ ersetzt werden. Diese Matrix wird als Schallstrahlungsresistanzmatrix bezeichnet und Gleichung 2.12 vereinfacht sich zu:

$$P(\omega) = \underline{v}_e^\dagger(\omega) \underline{R}(\omega) \underline{v}_e(\omega) \quad (2.13)$$

Die Schallstrahlungsresistanzmatrix $\underline{R}(\omega)$ für eine eingespannte, akustisch abgeschirmte Platte hat folgenden Aufbau:

$$\underline{R}(\omega) = \frac{\omega^2 \rho_0 A_e^2}{4\pi c_L} \begin{pmatrix} 1 & \frac{\sin(kd_{12})}{kd_{12}} & \cdots & \frac{\sin(kd_{1N})}{kd_{1N}} \\ \frac{\sin(kd_{21})}{kd_{21}} & 1 & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & \vdots \\ \frac{\sin(kd_{N1})}{kd_{N1}} & \cdots & \cdots & 1 \end{pmatrix} \quad (2.14)$$

Die $\underline{R}(\omega)$ -Matrix ist eine reelle und symmetrische Matrix, deshalb kann mit dieser Matrix eine Singulärwertzerlegung der Form

$$\underline{R}(\omega) = \underline{Q}^T(\omega) \underline{\Lambda}(\omega) \underline{V}(\omega) \quad (2.15)$$

durchgeführt werden. Die Matrix $\underline{\Lambda}(\omega)$ ist eine $(N_e \times N_e)$ -Matrix, die die Singulärwerte enthält, die Matrix $\underline{Q}(\omega)$ hat ebenfalls die Dimension $(N_e \times N_e)$ und enthält die Singulärvektoren. Die Singulärvektoren entsprechen den bereits erwähnten Schallstrahlungsmoden, die Matrix $\underline{\Lambda}(\omega)$ beschreibt die frequenzabhängige Gewichtung der Schallstrahlungsmoden. Aufgrund der Symmetrie der $\underline{R}(\omega)$ -Matrix gilt $\underline{Q}(\omega) = \underline{V}(\omega)$.

Demnach ergibt sich die abgestrahlte Schalleistung einer plattenförmigen Struktur zu:

$$P(\omega) = \underline{v}_e^\dagger(\omega) \underline{Q}^T(\omega) \underline{\Lambda}(\omega) \underline{Q}(\omega) \underline{v}_e(\omega) \quad (2.16)$$

³Im Folgenden entspricht die Gesamtfläche der jeweils durchstrahlten Fläche.

Wie aus der Herleitung in diesem Abschnitt deutlich geworden ist, basieren die Schallstrahlungsmoden ausschließlich auf geometrischen Abmessungen der untersuchten Struktur und Luftschallfeldgrößen, aber nicht auf der Strukturdynamik.

Dennoch kann die Berechnung der Schallleistung mithilfe der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix sehr rechenintensiv sein. Denn, wie an Gleichung 2.13 ersichtlich, gilt die $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix nur für eine Frequenz, weshalb die Matrix für jede Frequenz des untersuchten Frequenzspektrums neu berechnet werden muss. Des Weiteren ist die Dimension der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix abhängig von der Diskretisierung der Struktur, je feiner, desto größer $\underline{\underline{R}}(\omega)$.

Deshalb wird an dieser Stelle das bereits erwähnte RME-Verfahren erläutert [19].

Für einen begrenzten Frequenzbereich kann die $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix mit wenigen Schallstrahlungsmoden ausreichend genau approximiert werden. Weiterhin gilt, dass die Schallstrahlungsmoden unterhalb einer Frequenz einer Linearkombination der Schallstrahlungsmoden an dieser Frequenz entsprechen [6]. Dadurch lässt sich Matrix $\underline{\underline{Q}}(\omega)$ in einem gewissen Frequenzbereich mit einer konstanten Matrix reduzierter Dimension annähern, siehe Gleichung 2.17.

$$\underline{\underline{Q}}^{(n \times n)}(\omega) \approx \underline{\underline{\hat{Q}}}^{(n \times s)}(\omega_k) \quad (2.17)$$

Wobei $n = 1, 2, \dots, N_e$ die Anzahl der Elementarstrahler und $s = 1, 2, \dots, S$ die Anzahl der berücksichtigten Schallstrahlungsmoden ist. Im nächsten Schritt wird bei dem RME-Verfahren die Matrix $\underline{\underline{\Lambda}}(\omega)$ durch eine Ausgleichsrechnung der Schallstrahlungsmoden mit der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix angenähert, siehe Gleichung 2.18. Die Approximationsfrequenz ω_k der Matrix $\underline{\underline{\hat{Q}}}^{(n \times s)}(\omega_k)$ wird im Folgenden vernachlässigt.

$$\underline{\underline{\psi}}^2(\omega) = \text{diag} \left(\underline{\underline{\hat{Q}}}^\dagger \underline{\underline{R}}(\omega) \underline{\underline{\hat{Q}}} \right) \quad (2.18)$$

Die Matrix $\underline{\underline{\psi}}^2(\omega)$ hat die Dimension $(S \times S)$ wobei nur die Diagonalelemente berücksichtigt werden müssen, siehe [19].

Die approximierte Schallleistung berechnet sich demnach zu:

$$\hat{P}(\omega) = \underline{\underline{v}}_e^\dagger(\omega) \underline{\underline{\hat{Q}}}^T \underline{\underline{\psi}}^2(\omega) \underline{\underline{\hat{Q}}} \underline{\underline{v}}_e(\omega) \quad (2.19)$$

An dieser wird der Abstrahlgrad σ eingeführt, da er im weiteren Verlauf bei der Auswertung der unterschiedlichen Steuerungen benötigt wird. Der Abstrahlgrad beschreibt das Verhältnis der tatsächlich abgestrahlten Schallleistung einer Schwingform zum idealisierten, theoretischen

Wert eines starren Kolbenstrahlers und berechnet sich folgendermaßen:

$$\sigma = \frac{P}{P_{\text{ideal}}} = \frac{v_e^\dagger \underline{R} v_e}{\rho_0 c_0 A \langle \bar{v}_e^2 \rangle} \quad (2.20)$$

Hierin beschreibt der Ausdruck $\langle \bar{v}_e^2 \rangle$ die räumlich und zeitlich gemittelte Strukturschnelle.

2.3. Berechnung des Schallstrahlungssensors und des ASAC-Systems

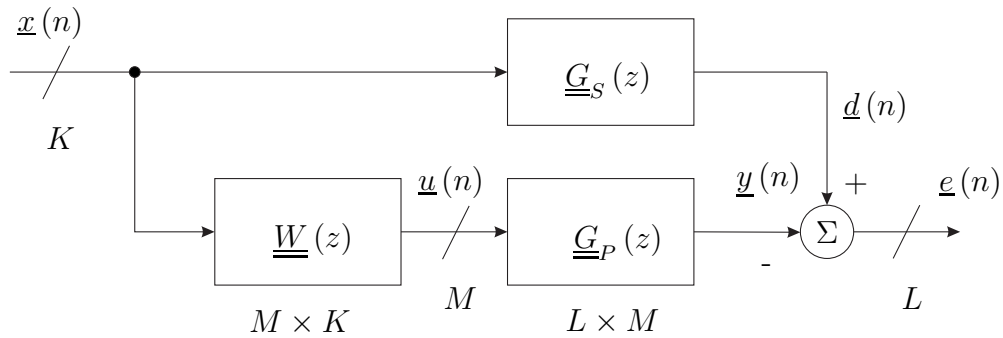


Abbildung 2.2.: Allg. Blockschaltbild einer MIMO Steuerung [13]

In diesem Abschnitt wird die Berechnung der Filterkoeffizienten des Optimalfilters des ASAC-Systems sowie des Schallstrahlungssensors erläutert. Die nachfolgenden Erläuterungen gelten für ein MIMO-System (engl. *Multiple Input Multiple Output – MIMO*) im zeitdiskreten Bereich, da sowohl in den Simulationen als auch im Experiment ein System bestehend aus mehreren Aktoren und mehreren Sensoren, realisiert auf einem Digitalrechner, verwendet bzw. untersucht wird. Die Berechnung des ASAC-System erfolgt anhand des Buches von [13], die des Schallstrahlungssensors anhand der Arbeit von [45].

Die Auslegung des Filters basiert auf einem Gütekriterium. Hierfür wird in der Regel der mittlere quadratische Fehler (engl. *Mean Square Error – MSE*) des Fehlersignals $\underline{e}(n)$ verwendet, vgl. Abbildung 2.2. Da es sich um ein MIMO-System handelt, hat dieses Signal vektoriellen Charakter mit der Dimension L . Das Fehlersignal entspricht der Summation von Primärsignal $\underline{d}(n)$ (Störsignal $\underline{x}(n)$ gefiltert mit Primärstrecke $\underline{G}_P(z)$, Dimension L) und Sekundärsignal $\underline{y}(n)$ (Störsignal⁴ $\underline{x}(n)$ gefiltert mit Sekundärstrecke $\underline{G}_S(z)$ und Filter $\underline{W}(z)$, Dimension L).

⁴Im Zusammenhang mit einer Steuerung wird das Signal für den Filter häufig als Referenzsignal bezeichnet. In der Regel wird zur Messung dieses Referenzsignals ein Referenzsensor benötigt. Im Rahmen dieser Arbeit kann auf einen Referenzsensor verzichtet werden, da direkt das Signal zur Ansteuerung des Störaktors abgegriffen wird.

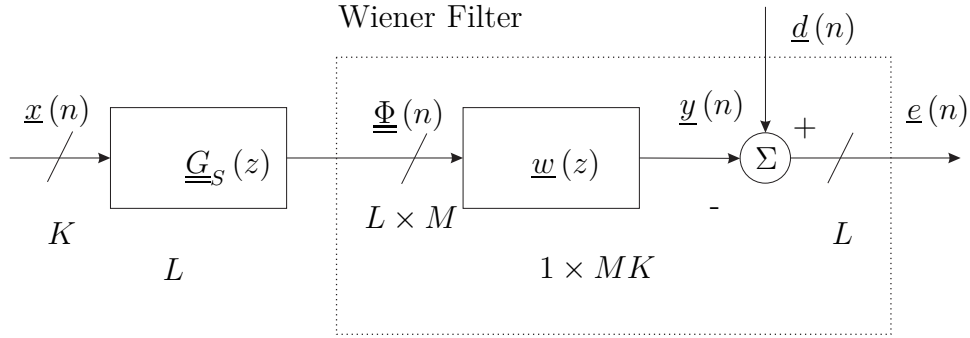


Abbildung 2.3.: Allg. Blockschaltbild einer MIMO Steuerung nach Umstrukturierung zum Wiener Filter [13]

Demnach berechnet sich das Fehlersignal zu:

$$\begin{aligned} \underline{e}(n) &= \underline{d}(n) - \underline{y}(n) \\ &= \underline{d}(n) - \underline{\Phi}(n) \underline{w}(n) \end{aligned} \quad (2.21)$$

Handelt es sich um ein lineares, zeitinvariantes System, können Filter und Sekundärstrecke vertauscht werden und es entsteht das sog. Wiener-Filter, siehe Abbildung 2.3. Bei der Matrix $\underline{\Phi}(n)$ in Glg. 2.21 handelt es sich um die mit der Sekundärstrecke gefilterten Referenzsignale, mit der Dimension $L \times MKN$ und folgender Struktur:

$$\underline{\Phi}(n) = \begin{pmatrix} \underline{\varphi}_1^T(n) & \underline{\varphi}_1^T(n-1) & \dots & \underline{\varphi}_1^T(n-N+1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \underline{\varphi}_L^T(n) & \underline{\varphi}_L^T(n-1) & \dots & \underline{\varphi}_L^T(n-N+1) \end{pmatrix}, \quad (2.22)$$

wobei N der Filterlänge entspricht und der Vektor der gefilterten Referenzsignale folgendermaßen aufgebaut ist:

$$\underline{\varphi}_l = [\varphi_{l11}(n) \ \varphi_{l12}(n) \ \dots \ \varphi_{l1K}(n) \ \varphi_{l21}(n) \ \dots \ \varphi_{lMK}(n)]^T. \quad (2.23)$$

Der Vektor der Filterkoeffizienten in Gleichung 2.21 ist entsprechend Gleichung 2.24 aufgebaut.

$$\underline{w}(n) = [w_{11}(n) \ w_{12}(n) \ \dots \ w_{1K}(n) \ w_{21}(n) \ \dots \ w_{MK}(n)]^T \quad (2.24)$$

Quadrieren von Gleichung 2.21 führt auf das zu minimierende Gütefunktional

$$\begin{aligned}
J &= \mathbb{E} \left\{ \underline{e}^T(n) \underline{e}(n) \right\} \\
&= \mathbb{E} \left\{ \left(\underline{d}(n) - \underline{\Phi}(n) \underline{w}(n) \right)^T \left(\underline{d}(n) - \underline{\Phi}(n) \underline{w}(n) \right) \right\} \\
&= \underline{w}^T \mathbb{E} \left\{ \underline{\Phi}^T(n) \underline{\Phi}(n) \right\} \underline{w} + 2 \underline{w}^T \mathbb{E} \left\{ \underline{\Phi}^T(n) \underline{d}(n) \right\} + \mathbb{E} \left\{ \underline{d}^T(n) \underline{d}(n) \right\} \\
&= \min!
\end{aligned} \tag{2.25}$$

Die quadratische Kostenfunktion hat ein eindeutiges globales Minimum, wenn die Autokorrelationsmatrix $\mathbb{E} \left\{ \underline{\Phi}^T(n) \underline{\Phi}(n) \right\}$ positiv definit ist. Der Vektor der optimalen Filterkoeffizienten lässt sich dann durch Bildung des Gradienten ∇J und Nullsetzen nach folgender Gleichung berechnen:

$$\underline{w}_{\text{opt}}(n) = - \left(\mathbb{E} \left\{ \underline{\Phi}^T(n) \underline{\Phi}(n) \right\} \right)^{-1} \mathbb{E} \left\{ \underline{\Phi}^T(n) \underline{d}(n) \right\} \tag{2.26}$$

Abschließend wird der Vektor der optimalen Filterkoeffizienten $\underline{w}_{\text{opt}}(n)$ mit Dimension MKN noch transponiert, sodass die Matrix der optimalen Filterkoeffizienten $\underline{W}(n)$ mit Dimension $MK \times N$ entsteht.

Wie an Gleichung 2.19 ersichtlich, handelt es sich bei der Schallleistung um eine quadratische Größe. Für die Steuerung werden aber sowohl Amplituden- als auch Phaseninformationen benötigt, deshalb ist zur Auslegung des Schallstrahlungssensors eine Umformulierung von Glg. 2.19 erforderlich. Die benötigten Umformungen werden in Gleichung 2.27 gezeigt.

$$\begin{aligned}
\hat{P}(\omega) &= \underline{v}_e^\dagger(\omega) \underline{\hat{Q}}^T \underline{\psi}^2(\omega) \underline{\hat{Q}} \underline{v}_e(\omega) \\
&\approx \underline{v}_e^\dagger(\omega) \underline{\hat{Q}}^T \sqrt{\underline{\psi}^2(\omega)} \sqrt{\underline{\psi}^2(\omega)} \underline{\hat{Q}} \underline{v}_e(\omega) \\
&= \underline{a}^\dagger(\omega) \sqrt{\underline{\psi}^2(\omega)} \sqrt{\underline{\psi}^2(\omega)} \underline{a}(\omega) \\
&= \underline{z}^\dagger(\omega) \underline{z}(\omega)
\end{aligned} \tag{2.27}$$

Der Term $\sqrt{\underline{\psi}^2(\omega)} \underline{\hat{Q}}$ wird im Folgenden als Schallstrahlungssensor bezeichnet. Darin entspricht der Ausdruck $\sqrt{\underline{\psi}^2(\omega)}$ einem Hochpassfilter, welcher durch ein zeitdiskretes Zustandsraummodell abgebildet werden kann und einer frequenzabhängigen Gewichtung der Schallstrahlungsmoden entspricht. Die Dimension dieses Modells ist einerseits von der Anzahl an berücksichtigten Schallstrahlungsmoden und andererseits vom zugrunde gelegten Zustandsraummodell abhängig. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Zustandsraummodell dritter Ord-

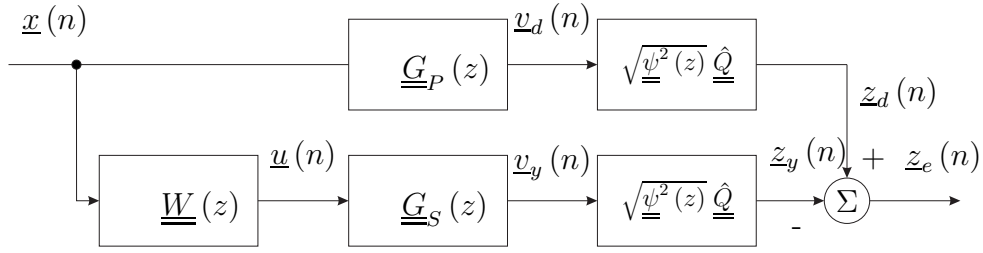


Abbildung 2.4.: Allg. Blockschaltbild einer MIMO-Steuerung inkl. Schallstrahlungssensor [47]

nung angesetzt, da frühere Arbeiten gezeigt haben, dass dieses ausreichend ist [45]. Die Matrix $\hat{\underline{Q}}$ entspricht der Matrix der konstanten Schallstrahlungsmoden und kann als Wichtungsfaktor der Sensorsignale interpretiert werden.

Dementsprechend kann der Ausdruck $\underline{z}(n)$ als Fehlersignal des ASAC-Systems interpretiert werden und zur Berechnung der optimalen Filterkoeffizienten in Gleichung 2.25 eingesetzt werden. Abbildung 2.4 zeigt das ASAC-System inkl. zeitdiskretem Schallstrahlungssensor.

2.4. Stand der Forschung zur Schallstrahlungssensorik in ASAC-Systemen

Nachfolgend soll der Stand der Forschung zum Thema aktive Struktur-Akustik-Regelungen⁵ analysiert werden. Besonderes Augenmerk soll dabei auf folgenden Punkten liegen:

- Art und Applikation der Sensoren
- Art der Zielfunktion
- Validierung der untersuchten ASAC-Systeme

Ausgangspunkt aller untersuchten Forschungsarbeiten ist eine passive Struktur, bei der es sich in der Regel um eine balken- [12]⁶ oder plattenförmige [19], fest eingespannte [35] Struktur aus Aluminium [47], Stahl [3] oder Faserverbundwerkstoff [5] handelt. Basierend auf dieser Ausgangssituation wird die aktive Maßnahme zur Lärmreduktion bewertet.

Art und Applikation der Sensoren

ASAC-Systeme basieren auf strukturellen Messgrößen, aus denen die Zielfunktion geschätzt wird. Zur Messung der strukturellen Größen werden innerhalb der untersuchten Publikationen die verschiedensten Sensorprinzipien verwendet. Eine grobe Einteilung der Prinzipien kann anhand der gemessenen Größe vorgenommen werden. So lassen sich Messprinzipien auf Basis einer direkten und einer indirekten Schallschnellemessung unterscheiden. Unter einer direkten Schallschnellemessung werden Messprinzipien zur Messung der Strukturschnelle verstanden. Die Strukturschnelle entspricht an der Grenzfläche zwischen Struktur und Fluid der Schallschnelle. Für diese Messungen werden häufig Laser Doppler-Vibrometer (engl. *Laser Scanning Vibrometer* - *LSV*) verwendet, bspw. bei [47].

Unter einer indirekten Schallschnellemessung wird zum Beispiel eine Dehnungs- oder Beschleunigungsmessung verstanden. Hierbei handelt es sich um Zwischengrößen, die erst in die Schallschnelle umgerechnet werden müssen. Zur Messung der Dehnung wird in einer Vielzahl von Publikationen die Verwendung von Polyvinylidenfluorid (kurz: PVDF) [10, 21, 51] oder piezoelektrischen Patchsensoren aus Blei-Zirkonat-Titanat (kurz: PZT)[52] untersucht. Ein weiterer Ansatz findet sich bei [15], wo die Verwendung von faseroptischen Dehnungssensoren

⁵Die Definition von ASAC-Systemen ist nicht eindeutig. Nach der hier verwendeten Definition basiert ein ASAC-System auf strukturellen Sensoren und Aktoren. In der Literatur lassen sich aber auch ASAC-Systeme mit akustischen Sensoren finden. Diese sollen im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht werden.

⁶Diese Arbeiten sind als Beispiele zu verstehen

untersucht wird.

Zur Messung der Beschleunigung werden in den untersuchten Publikationen ausschließlich piezoelektrische Beschleunigungssensoren verwendet, siehe bspw. [45] oder [3].

Die Befestigung der Beschleunigungs- und Dehnungssensoren ist abhängig vom Werkstoff des Versuchsträgers. Handelt es sich um Aluminium oder Stahl, werden die Sensoren auf der Oberfläche appliziert, bspw. mit Wachs [47], handelt es sich um Faserverbundwerkstoffe wird auch die Verwendung von integrierten Sensoren untersucht [4].

Art der Zielfunktion

Als Zielfunktionen für die ASAC-Systeme werden sowohl der Schalldruck⁷ als auch die Schallleistung verwendet. Die Schätzung dieser Zielfunktionen aus den strukturellen Messgrößen erfolgt auf unterschiedliche Weise.

BURDISO ET AL. ermitteln aus gemessenen Dehnungswerten mit Hilfe der Wellenzahltransformation das Spektrum des Versuchsträgers. In diesem Spektrum sind sowohl überschall- als auch unterschallschnelle Anteile der Biegewellen enthalten. Es zeigt sich, dass eine Reduktion der Amplituden der überschallschnellen Spektralanteile in einer Reduktion des Schalldrucks in Abstrahlrichtung der Biegewellen resultiert, siehe [16].

MAILLARD untersucht ebenfalls den Schalldruck als Zielfunktion. Dafür wird der Versuchsträger in Elementarstrahler unterteilt, deren Beschleunigung mithilfe von Sensoren gemessen wird. Die gemessenen Beschleunigungen werden mit digitalen Filtern, die eine Approximation der Green-Funktion bilden, gefiltert und ergeben den Schalldruck an vorab definierten Punkten im Fernfeld. Mithilfe der Wellenzahltransformation lassen sich aus den Beschleunigungsmesswerten wieder die überschallschnellen Spektralanteile der Biegewellen ermitteln. Eine Reduktion ihrer Amplituden resultiert somit in einer Reduktion des lokalen Schalldrucks, siehe [35].

Bei Verwendung der Schallleistung als Zielfunktion eines ASAC-Systems ist ein Modell zur Schätzung der Schallleistung aus den gemessenen strukturellen Größen erforderlich. Dieses Modell wird häufig als Schallstrahlungssensor oder Schallstrahlungsfiler bezeichnet. Im Rahmen dieser Arbeit wird sich auf die Bezeichnung Schallstrahlungssensor beschränkt. Zur Schätzung der Schallleistung werden in der untersuchten Literatur zwei unterschiedliche Modelle verwendet. Der erste Ansatz basiert auf einem Modalmodell der Struktur. Durch Kenntnis der maßgeblich an der Schallabstrahlung beteiligten Moden kann die abgestrahlte Schallleistung

⁷Als Zielfunktion für ASAC-Systeme gibt es keine einheitliche Definition. In der Recherche zum Stand der Forschung wird deshalb auch der Schalldruck als Zielfunktion erläutert.

geschätzt werden, siehe [14].

Der alternative Ansatz basiert auf den sogenannten Schallstrahlungsmoden. Dabei handelt es sich um einen Satz von Funktionen, die die abgestrahlte Schalleistung einer Struktur unabhängig von deren Strukturmechanik schätzen. Die Schallstrahlungsmoden ergeben sich aus einer Einteilung der Struktur in Kolbenstrahler mit bekanntem Abstrahlverhalten sowie deren gegenseitige Beeinflussung, siehe [12].

Validierung der untersuchten ASAC-Systeme

In diesem Abschnitt werden die verschiedenen Forschungsarbeiten bzgl. der Umsetzung des jeweiligen ASAC-Systems untersucht. Experimentelle Realisierungen basierend auf Zustandsreglern lassen sich bei [19, 28, 39] finden. Es zeigt sich, dass mit diesen Regelungen, insbesondere in den Schalleistungsmaxima, eine deutliche Reduktion von bis zu 15 dB erreicht werden kann, siehe [28]. Integriert über die Frequenz sinkt die Schalleistungsreduktion auf ca. 4 dB, siehe [19].

Bei [24] und [35] werden ASAC-Systeme basierend auf adaptiven Steuerungen realisiert. Es zeigt sich, dass bei [24] im Mittel eine Schalleistungsreduktion von ca. 10 dB erreicht wird. Einschränkend muss zu jener Arbeit gesagt werden, dass keine Körperschallsensoren sondern Luftschallsensoren (Mikrofone im Fernfeld) zur Bestimmung des Fehlersignals verwendet werden. Bei [35] wird eine Reduktion der Schalleistung von ca. 10 dB erreicht. Das ASAC-System basiert auf drei PZT-Patchaktoren zur Erzeugung des Sekundärsignals, einem elektrodynamischen Shaker zur breitbandigen Störanregung und zwölf Beschleunigungssensoren.

In der Arbeit von NIJHUIS wird ein ASAC-System basierend auf einer Regelung mit einem ASAC-System basierend auf einer adaptiven Steuerung experimentell verglichen. Für die Ausführung als Steuerung zeigt sich eine Schalleistungsreduktion von ca. 15 dB in den Schalleistungsmaxima. Außerhalb der Maxima kommt es in einigen Frequenzbereichen zu einer verstärkten Schallabstrahlung. Dieses Ergebnis kann möglicherweise auf die geringe Anzahl an strukturellen Sensoren zurückzuführen sein und der damit verbundenen groben Strukturdiskretisierung, denn es werden lediglich zwei Beschleunigungssensoren verwendet. Bei Verwendung einer Regelung kann für die Schalleistungsmaxima eine in etwa gleiche Schalleistungsreduktion erreicht werden, wie für die adaptive Steuerung. In dieser Arbeit wird als Störaktor und Sekundäraktor jeweils ein PZT-Patchaktor verwendet.

In [47] finden sich Untersuchungen zu einem ASAC-System mit Optimalsteuerung in Kombination mit einem Schallstrahlungssensor basierend auf Schallstrahlungsmoden. Diese Arbeit beschränkt sich jedoch auf numerische Untersuchungen zur Wirksamkeit des ASAC-Systems.

Dabei konnte eine globale Schallleistungsreduktion von ca. 6,5 dB bei der Verwendung von vier Aktoren und 300 Sensorpunkten⁸ gezeigt werden. Als Störquelle dient ein elektrodynamischer Shaker.

Schlussfolgerungen und Diskussion der Literatur

Aus den Untersuchungen zu den verschiedenen Forschungsarbeiten können folgende Punkte festgehalten werden:

- Es zeigt sich, dass mit ASAC-Systemen basierend auf einer adaptiven Steuerung eine in etwa ähnliche Schallleistungsreduktion über den gesamten Frequenzbereich erreicht werden kann wie mit einer Regelung.
- Eine zu geringe Anzahl an Beschleunigungssensoren und die daraus resultierende grobe Strukturdiskretisierung scheint außerhalb der Schallleistungsmaxima zu einer verstärkten Schallabstrahlung zu führen.
- PVDF und PZT-Patchsensoren benötigen eine Anpassung an die Struktur, damit aus der gemessenen Dehnung auf die Schwinggeschwindigkeit orthogonal zur Oberfläche geschlossen werden kann, was mit einem erheblichen Mehraufwand gegenüber applizierten Beschleunigungssensoren verbunden ist.
- Es lassen sich keine Angaben dazu finden, ob die numerische Integration des Beschleunigungssignals eine negative Auswirkung auf die Regelung hat.
- Die Verwendung des Schalldrucks als Zielfunktion führt häufig zur Ausbildung einer Richtcharakteristik. Im Sinne globaler Lärmreduktion ist die Schallleistung als Zielfunktion zu bevorzugen.
- Die Generierung eines Modalmodells für den Schallstrahlungssensor stellt einen deutlichen Mehraufwand gegenüber den Schallstrahlungsmoden dar, insbesondere bei zunehmender Komplexität der untersuchten Struktur.

Dieser Arbeit liegt die Fragestellung zugrunde, ob mit einem ASAC-System basierend auf strukturellen Sensoren und strukturellen Aktoren eine globale Lärmreduktion möglich ist. Nach der Recherche zum Stand der Forschung kann diese Frage zunächst dahingehend beantwortet werden, dass dies möglich ist. Mit einer adaptiven Steuerung können die Schallleistungsmaxima um mehr als, die als Ziel formulierten, 10 dB reduziert werden. Es zeigt

⁸Aus den 300 Messpunkten werden mithilfe des Schallstrahlungssensors sechs Fehlersignale generiert.

sich jedoch, dass die Anzahl an Sensoren kritisch ist. Werden zu wenige Sensoren verwendet, scheint es zu einer Verletzung der Beobachtbarkeit zu kommen und infolgedessen einem Versagen der Regelung außerhalb der Schallleistungsmaxima [45]. In diesem Zusammenhang stellt sich die Frage, ob es eine untere Grenze für die Anzahl an benötigten Sensoren gibt und ob bei der Einhaltung dieser Grenzbedingung die abgestrahlte Schallleistung über den gesamten Frequenzbereich mit einer Steuerung reduziert werden kann. Des Weiteren stellt sich die Frage warum die numerischen Ergebnisse in [47] bei der Verwendung einer Optimalsteuerung und der Schallleistung als Zielfunktion des ASAC-Systems geringer ausfallen als bei Verwendung einer adaptiven Steuerung und dessen experimenteller Überprüfung. Im Zuge der Verwendung einer Steuerung ergibt sich als zusätzliche Fragestellung das Ausnutzen des Laufzeitvorteils. Daher ist die, der Arbeit zugrunde liegende, Fragestellung anzupassen. Sie lautet folgendermaßen:

Können die Ergebnisse aus der numerischen Simulation nach [47] mit einem experimentell umgesetzten ASAC-System bestätigt werden und gibt es eine minimale Anzahl an strukturellen Sensoren, damit der Hardwarebedarf und folglich die Kosten gering gehalten werden können?

Aus der veränderten Fragestellung ergeben sich neue Punkte, die eine gesonderte Betrachtung erfordern. Die Punkte lauten:

- die benötigte Sensordichte,
- die Approximationsgüte der Schallstrahlungssensoren,
- die Optimierung der Schallstrahlungssensoren mit geringer Sensordichte und
- das Ausnutzen der Laufzeitvorteile einer Steuerung

Sensordichte

Werden die Schallstrahlungsmoden zur Schätzung der abgestrahlten Schallleistung einer biegeschwingenden Struktur verwendet, ist es erforderlich die Struktur in Elementarstrahler einzuteilen und deren jeweilige Mittelpunktschnelle zu messen. Dementsprechend hängt das verwendete Sensornetz direkt mit der Approximation der Schallleistung zusammen. Nach [14] muss bei der Diskretisierung der Struktur der Radius eines Elementarstrahlers sowohl gegenüber der akustischen als auch der strukturellen Wellenlänge klein sein. In der Arbeit von SCHUBERT wird diese Bedingung bei der Strukturdiskretisierung zugrunde gelegt. Es wird eine Aluminiumplatte mit den Abmessungen $800 \times 600 \times 3 \text{ mm}^3$ in ein gleichmäßiges Gitter

von 300 Elementarstrahler mit dem Radius $r_e = 0,02\text{ m}$ unterteilt. Die Luftschallwellenlänge beträgt an der oberen Grenzfrequenz von 600 Hz $\lambda_L = 0,57\text{ m}$ und die Länge der Biegewelle $\lambda_B = 0,22\text{ m}$.

Zu größeren Sensornetzen lassen sich nur wenige Angaben in der Literatur finden. Bei [3] wird erwähnt, dass die Einhaltung des räumlichen Abtasttheorems ausreichend ist. Das heißt, es müssen mindestens zwei Sensoren pro struktureller Wellenlänge vorhanden sein. Auf dieser Basis wird ein Sensornetz von 7×8 Beschleunigungssensoren auf einer Stahlplatte mit den Abmessungen $600 \times 750 \times 3\text{ mm}^3$ numerisch untersucht. Das ASAC-System wird bis zu einer Grenzfrequenz von 700 Hz betrieben. Dabei zeigt sich, dass bis zu einer Frequenz von 300 Hz Reduktionen in der Schalltransmission der Stahlplatte von bis zu 15 dB möglich sind, darüber hinaus nimmt die erreichte Reduktion sehr schnell ab.

Bei [20] findet sich ebenfalls eine Angabe zum verwendeten Sensornetz. Jedoch nicht, ob bei dessen Wahl ähnliche Überlegungen wie bei [3] oder [14] zugrunde gelegt wurden. Es wird eine Aluminiumplatte von $508 \times 254 \times 1,5\text{ mm}^3$ mit einem Sensornetz von 3×5 Sensoren sowie drei piezoelektrischen Folienaktoren bis zu einer oberen Grenzfrequenz von 1000 Hz untersucht. In Experimenten kann eine Reduktion der abgestrahlten Schallleistung von 15 dB in den Schallleistungsmaxima und 10 dB über den gesamten Frequenzbereich bei Anregung durch eine turbulente Grenzschichtströmung (engl. *Turbulent Boundary Layer - TBL*) und Verwendung einer Regelung nachgewiesen werden. Aufgrund dieser Ergebnisse wird ein größeres Sensornetz von 2×2 Sensoren untersucht. Auch für diesen Fall ergeben sich in den Maxima Reduktionen der Schallleistung von 10–15 dB und 9 dB über den gesamten Frequenzbereich. Dieses Ergebnis ist unerwartet, denn vier Sensoren scheinen, verglichen mit anderen Arbeiten, eine sehr grobe Strukturdiskretisierung zu sein. Eine detailliertere Diskussion dieses Ergebnisses ist nicht zu finden.

Approximationsgüte der Schallstrahlungssensoren

Die Idee des Schallstrahlungssensors ist es, mithilfe von strukturellen Sensoren die abgestrahlte Schallleistung einer Struktur anhand eines zugrunde liegenden Modells in einem vorher definierten Frequenzbereich zu schätzen.

Beschrieben wurde das Konzept der Schallstrahlungssensoren zunächst in [2]. Basierend auf einem Modalmodell der Struktur wird der Abstrahlgrad der unterschiedlichen Strukturmoden untersucht. Darauf aufbauend wird ein Sensor aus den am stärksten schallabstrahlenden Moden im untersuchten Frequenzbereich erstellt. Dieses Konzept wird in [19] auf die Schallstrahlungsmoden erweitert. Eine vergleichende Untersuchung beider Sensorkonzepte findet

sich bei [45]. Dort zeigt sich der wesentliche Unterschied beider Konzepte. Der Sensor nach [2] approximiert die Schallleistung nur bis zu der Eigenfrequenz der höchsten berücksichtigten Strukturmode, während der Sensor nach [19] die Schallleistung über den gesamten untersuchten Frequenzbereich approximiert.

In diesem Zusammenhang wird von GIBBS ET AL. in [19] das *Radiation Modal Expansion*-Verfahren vorgestellt. Die Schallstrahlungsmoden werden durch eine Singulärwertzerlegung der Schallstrahlungsresistanzmatrix ermittelt. Die Dimension dieser Matrix und demnach die Anzahl an Schallstrahlungsmoden ist von der Anzahl der Elementarstrahler bzw. der Strukturdiskretisierung abhängig. Dadurch wird ein Schallstrahlungssensor, der auf der vollständigen Schallstrahlungsresistanzmatrix beruht, sehr komplex und ist für Echtzeitanwendungen nicht realisierbar. Durch Verwendung des RME-Verfahrens reicht die Berücksichtigung weniger Moden für den Schallstrahlungssensor aus.

Die Dimension des Sensors kann weiter reduziert werden, wenn die Frequenzabhängigkeit der Moden vernachlässigt wird. Laut [19] reicht es, die Schallstrahlungsmoden an einer oberen Grenzfrequenz zu berechnen und die Singulärwerte, die eine frequenzabhängige Gewichtung der Moden darstellen, durch eine Ausgleichsrechnung der Strahlungsmoden und der Schallstrahlungsresistanzmatrix zu approximieren. In einer weiteren Arbeit von GIBBS wird gezeigt, dass eine Approximation an einer unteren Frequenz ebenfalls möglich ist, siehe [20]. Bei [47] werden die Schallstrahlungsmoden an einer mittleren Frequenz (300 Hz, untersuchter Frequenzbereich 50–600 Hz) approximiert. In allen Arbeiten zeigt sich, dass trotz dieser Vereinfachungen die abgestrahlte Schallleistung ausreichend genau approximiert werden kann.

Bei [3] sind weitere Untersuchungen zur Approximationsgüte der Schallleistung mithilfe der Schallstrahlungsmoden zu finden. Dort zeigt sich, dass bei Verwendung einer adaptiven Steuerung auf Basis der ersten sechs Schallstrahlungsmoden die frequenzabhängige Gewichtung der Moden vernachlässigt werden kann. Des Weiteren wird festgestellt, dass Schallstrahlungsmoden, die an einer hohen Frequenz approximiert werden, eine bessere Lärmreduktion im tief- und mittelfrequenten Bereich erreichen und anders herum. Zur Anzahl der benötigten Schallstrahlungsmoden werden ebenfalls Untersuchungen angestellt. Diese zeigen, dass die Lärmreduktion mit zunehmender Anzahl berücksichtigter Moden gesteigert wird.

Durch die Verwendung der maßgeblich schallabstrahlenden Moden entsteht ein Fehler bei der Schätzung der abgestrahlten Schallleistung, siehe [37]. Daher wird bei [57] ein Verfahren vorgeschlagen, dass diesen Fehler durch Erzeugung neuer Schallstrahlungsmoden reduziert. Diese neuen Moden werden durch Minimierung des Fehlers zwischen einem Satz von berücksichtigten Schallstrahlungsmoden und dem kompletten Satz an Schallstrahlungsmoden berechnet.

Optimierung der Schallstrahlungssensoren mit geringer Sensordichte

Eine vielversprechende Möglichkeit zur Optimierung der Schallstrahlungssensoren, insbesondere bei geringer Sensordichte, stellen die adaptiven Filter dar. Bei adaptiven Filtern handelt es sich um zeitvariante Filter, das heißt, dass die Filterkoeffizienten zur Laufzeit verändert werden können. Daher eignen sich diese Filter um ein gegebenes Eingangssignal durch Adaption der Filterkoeffizienten an ein gewünschtes Signal anzupassen. Ein wesentlicher Bestandteil dieses Filters ist der adaptive Linearkombinierer (engl. *Adaptive Linear Combiner* – *ALC*). Dieser gewichtet ein Eingangssignal mit dem jeweiligen Filterkoeffizienten und berechnet daraus das aktuelle Ausgangssignal durch Summation über alle gewichteten Eingangssignale. Der zweite wesentliche Bestandteil ist der Adaptionsalgorithmus. Damit wird der Fehler zwischen dem Ausgangssignal des Filters und dem gewünschten Signal durch Adaption der Filterkoeffizienten minimiert.

Zur Optimierung des Schallstrahlungssensors ist folgendes Verfahren denkbar. Die abgestrahlte Schallleistung einer Struktur mit feiner Diskretisierung ist gegeben. Mithilfe eines adaptiven Filters können die Messwerte einer gröberen Diskretisierung durch geeignete Adaption der Filterkoeffizienten an die abgestrahlte Schallleistung der feinen Diskretisierung angepasst werden. Die generierten Filterkoeffizienten entsprechen dann dem Satz neuer Schallstrahlungsmoden. Eine weitere Möglichkeit zur Optimierung der Schallstrahlungssensoren stellt der Ansatz von CHEN dar, siehe [9]. Dort wird versucht durch Interpolation künstliche Sensorpunkte zu erzeugen. Damit könnte ein grobes Sensornetz aus gemessenen Strukturschwingungen durch Interpolation künstlich verfeinert werden, um die abgestrahlte Schallleistung genauer schätzen zu können. Es finden sich jedoch keine Angaben dazu, ob dieses Verfahren tatsächlich erprobt wurde. Möglicherweise ist dies auf die phasenrichtige Interpolation der Messpunkte, insbesondere in Bereichen von Schwingungsknoten, zurückzuführen.

Untersuchungen zum Kausalitätsaspekts in ASAC-System

Zum Einfluss der Kausalität bei der Verwendung von ASAC-System in Steuerungsform lassen sich nur wenige Angaben in der untersuchten Literatur finden, zum Beispiel bei [9] oder [24]. HERMANN untersucht in seiner Arbeit ein ASAC-System, das als adaptive Steuerung aufgebaut ist [24]. Dort wird die Einhaltung der Kausalitätsbedingung durch ein digitales Filter gewährleistet, dass das Störsignal der Primärstrecke verzögert, sodass am Fehlersensor Primärsignal und Sekundärsignal zeitgleich gemessen werden.

Bei CHEN wird gezeigt, dass durch eine zusätzliche Verzögerung von zwanzig Abtastschritten im Primärpfad, die Lärmreduktion um 4 dB gesteigert werden kann.

In der Literatur lassen sich jedoch Arbeiten zu AVC- und ANC-Systemen finden, bei denen der Einfluss der Kausalität detaillierter untersucht wird. Bspw. wird bei [8] der Einfluss der Kausalität auf ein AVC-System untersucht. Dort kann gezeigt werden, dass bei ansonsten gleichen Systemeinstellungen (z.B. gleiche Filterlänge) die Strukturschwingung mit dem kausalen System gegenüber dem akausalen System um 5 dB erhöht werden kann.

Bei [30] wird der Einfluss der Kausalität auf ein ANC-System untersucht. Es zeigt sich, dass mit zunehmender Akausalität des Systems der regelbare Frequenzbereich abnimmt.

Die wichtigsten Erkenntnisse dieser Untersuchungen sollen hier aufgeführt werden:

- Die Einhaltung des Abtasttheorems scheint ausreichend zu sein für die Wahl des Sensor-netzes.
- Das RME-Verfahren stellt einen vielversprechenden Ansatz dar um die Dimension des Schallstrahlungssensors klein zu halten.
- Die Approximationsfrequenz der Schallstrahlungsmoden ist nicht eindeutig und sollte daher für jedes Problem individuell ermittelt werden.
- Es muss ein Kompromiss zwischen Komplexität des Schallstrahlungssensors und erzielbarer Lärmreduktion gefunden werden.
- Adaptive Filter stellen einen vielversprechenden Ansatz zur Optimierung des Schallstrahlungssensors dar.
- Mit einem kausalen System ließe sich möglicherweise die Lärmreduktion gegenüber dem akausalen System steigern.

2.5. Ziele

Aus den Untersuchungen zum Stand der Forschung sollen in diesem Abschnitt die Ziele dieser Arbeit konkretisiert werden.

Zunächst sei jedoch eine Anmerkung zur Theorie der Approximation der abgestrahlten Schallleistung mit der Methode der Schallstrahlungsmoden vorangestellt. Diese gilt nur für einen Versuchsträger, der sich in einem akustisch abgeschirmten Gehäuse befindet. Ein akustischer Kurzschluss zwischen Vorder- und Rückseite ist somit ausgeschlossen. Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Aluminiumplatte untersucht, die an ihren vier Eckpunkten im Gehäuse befestigt ist. Dadurch entsteht ein Spalt zwischen Rahmen und Platte, wodurch die Theorie des Rayleigh-Integrals eigentlich nicht mehr gilt. Denn bei den angenommenen Elementarstrahlern am Rand der Platte handelt es sich nicht mehr um akustisch abgeschirmte Elementarstrahler,

sondern um nicht-abgeschirmte Elementarstrahler. Aufgrund des akustischen Kurzschlusses beim nicht-abgeschirmtem Elementarstrahler im tieffrequenten Bereich entsteht eine Richtcharakteristik, wodurch die abgestrahlte Schallleistung, verglichen mit dem abgeschirmten Kolbenstrahler, geringer ist. Durch diese Richtcharakteristik verändert sich auch die gegenseitige Beeinflussung der Elementarstrahler und die Einträge der Schallstrahlungsresistanzmatrix, wie sie bei [14] zu finden sind, würden so nicht mehr gelten. Im Rahmen dieser Arbeit soll die Auswirkung dieses Fehlers untersucht werden. Das heißt, wie genau kann die abgestrahlte Schallleistung im tieffrequenten Bereich durch den Schallstrahlungssensor approximiert werden, ohne die Veränderung im Randbereich der Platte in der Schallstrahlungsresistanzmatrix zu berücksichtigen.

Des Weiteren soll ein ASAC-System basierend auf Schallstrahlungssensoren mit einer Optimalsteuerung experimentell umgesetzt und getestet werden. Dabei soll im Hinblick auf zukünftige Anwendungen die Verwendung von groben Sensornetzen und die Optimierung des Schallstrahlungssensors mit grobem Sensornetz untersucht werden. Vorab werden Untersuchungen zur benötigten Anzahl an Schallstrahlungsmoden sowie deren Approximationsfrequenz durchgeführt. Ziel ist es, einen Kompromiss zwischen der Komplexität des Sensors und der Genauigkeit der Schallleistungsschätzung zu finden.

Für das ASAC-System wird eine Optimalsteuerung aufgrund der bereits angesprochen Vorteile gewählt. Wie im Abschnitt 1.2 angesprochen, lassen sich Steuerungen kausal realisieren wodurch sich gegenüber der Regelung ein Laufzeitvorteil ergibt. Besonders im Hinblick auf zukünftige Anwendungen bspw. in Flugzeugen deren Kabinen häufig als Doppelschalen realisiert werden, ist es vorstellbar die Störung an der äußeren Schale zu messen und die Schallabstrahlung an der inneren Schale (Schale zum Kabineninnenraum) zu reduzieren.

Denkbar wäre auch die Realisierung als adaptive Steuerung, jedoch konvergieren die adaptiven Algorithmen unter Idealbedingungen gegen die optimale Lösung, siehe [41], weshalb direkt die Optimalsteuerung verwendet wird. Außerdem finden die Untersuchungen unter Laborbedingungen statt, wodurch große Veränderungen in Form von Masse oder Temperaturschwankungen des Systems bzw. der Regelstrecke nicht zu erwarten sind.

3. Versuchsaufbau, Systemidentifikation und Auslegung des Schallstrahlungssensors

Dieses Kapitel wird in vier Abschnitte aufgeteilt. Im ersten Abschnitt wird der Versuchsaufbau zur experimentellen Umsetzung des Schallstrahlungssensors sowie der darauf basierenden aktiven Struktur-Akustik-Regelung erläutert. Der Versuchsaufbau orientiert sich dabei im Wesentlichen an der Arbeit von [47]. Im zweiten Teil wird die Systemidentifikation zur Erzeugung einer Datenbasis für die simulative Abschätzung der Leistungsfähigkeit des ASAC-Systems vorgestellt. Im den letzten beiden Teilen wird eine Parameterstudie zur Auslegung des Schallstrahlungssensors durchgeführt sowie die Platzierung der Aktoren erläutert.

3.1. Versuchsaufbau

Generell lässt sich der Versuchsaufbau in zwei wesentliche Komponenten unterteilen. Zum einen die schallabstrahlende Struktur und zum anderen der Schallstrahlungssensor mit ASAC-System zur Reduktion der Schallabstrahlung.

In Abbildung 3.1 ist ein Foto des Versuchsstandes zu sehen. Es handelt sich um den Plattenprüfstand des Instituts für Faserverbundleichtbau und Adaptronik am DLR in Braunschweig. Der Prüfstand befindet sich im reflexionsarmen akustischen Messraum des Instituts und besteht im Wesentlichen aus einem hölzernen Rahmen sowie der Testplatte.

Der Rahmen hat auf der Vorderseite eine Öffnung mit den Abmessungen $810 \times 605 \text{ mm}^2$ und wird nach hinten durch eine Klappe verschlossen. Dadurch entsteht hinter der Platte eine Kavität mit den Abmessungen $810 \times 605 \times 390 \text{ mm}^3$. Bei der Testplatte handelt es sich um eine Aluminiumplatte der Größe $800 \times 600 \times 3 \text{ mm}^3$, die an ihren Eckpunkten mit vier M8 Schrauben befestigt wird. Die Muttern werden mit einem Drehmoment von 15 Nm angezogen. Aufgrund der unterschiedlichen Größen von Platte und Öffnung sowie der Befestigungsart ergibt sich an den Rändern ein Luftspalt. Dieser Luftspalt hat eine Fläche von $10\,050 \text{ mm}^2$ und somit einen Anteil von 2,05 % an der Öffnung des Plattenprüfstands.

In einer weiteren Versuchsreihe wird eine alternative Konfiguration des Versuchsstandes untersucht. Dort wird der Luftspalt mit einer Silikonfolie abgedichtet um den akustischen Kurzschluss zwischen der Vorder- und Rückseite zu verhindern. Der veränderte Versuchsaufbau ist

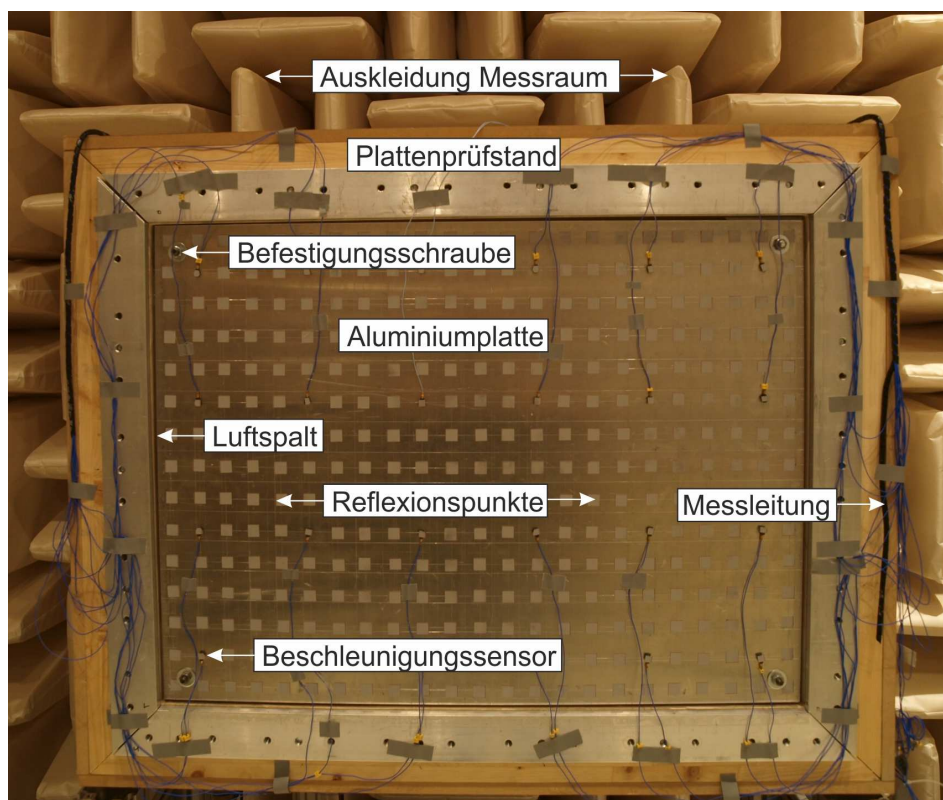


Abbildung 3.1.: Versuchsaufbau zur experimentellen Umsetzung des Schallstrahlungssensors mit nicht abgedichtetem Luftspalt

im Anhang in Abbildung A.1 zu sehen.

Die Schwingungsanregung und die daraus resultierende Schallabstrahlung wird mit einem elektrodynamischen Shaker realisiert, welcher auf der Rückseite der Platte montiert ist. Eine Skizze, die die Lage des Shakers verdeutlicht, befindet sich im Anhang in Abbildung A.2.

Der Schallstrahlungssensor bzw. das ASAC System besteht aus folgenden Komponenten:

- dem DSP-System: Mithilfe dieses System wird das Filter zur Erzeugung der Sekundärschwingung und der Schallstrahlungssensor zur Wandlung der strukturellen Messgrößen in akustisch relevante Größen digital realisiert. Hierfür wird ein Rapid Prototyping System der Firma dSpace verwendet.
- den Analogfiltern: Sie dienen zum einen als Anti-Aliasing-Filter vor der A/D-Wandlung und zum anderen als Rekonstruktionsfilter nach der D/A-Wandlung. Es handelt sich um Filter der Firma Kemo.
- den Körperschallwandlern: Mit diesen Aktoren werden die Steuersignale des DSP-Systems in Sekundärschwingungen auf der Testplatte gewandelt. Es handelt sich um Aktoren der Firma Visaton.
- den Beschleunigungssensoren: Verwendung finden piezoelektrische Beschleunigungssensoren der Firma PCB Piezotronics, mit denen die Fehlersignale gemessen werden. Diese Signale werden anschließend im DSP-System numerisch integriert und mit dem Schallstrahlungssensor gefiltert.
- dem Leistungsverstärker: Zur Verstärkung der Ansteuersignale der Körperschallwandler sowie des elektrodynamischen Shakers.
- den Messleitungen: Zur Verbindung von Beschleunigungssensoren, Körperschallwandlern und elektrodynamischem Shaker mit dem DSP-System.

Der Signalflussplan des Versuchsaufbaus ist in Abbildung 3.2 dargestellt. Die grüne Umrandung kennzeichnet den Primärpfad, die blaue den Sekundärpfad. Diese Definition von Primär- und Sekundärpfad gilt für alle folgenden Betrachtungen.

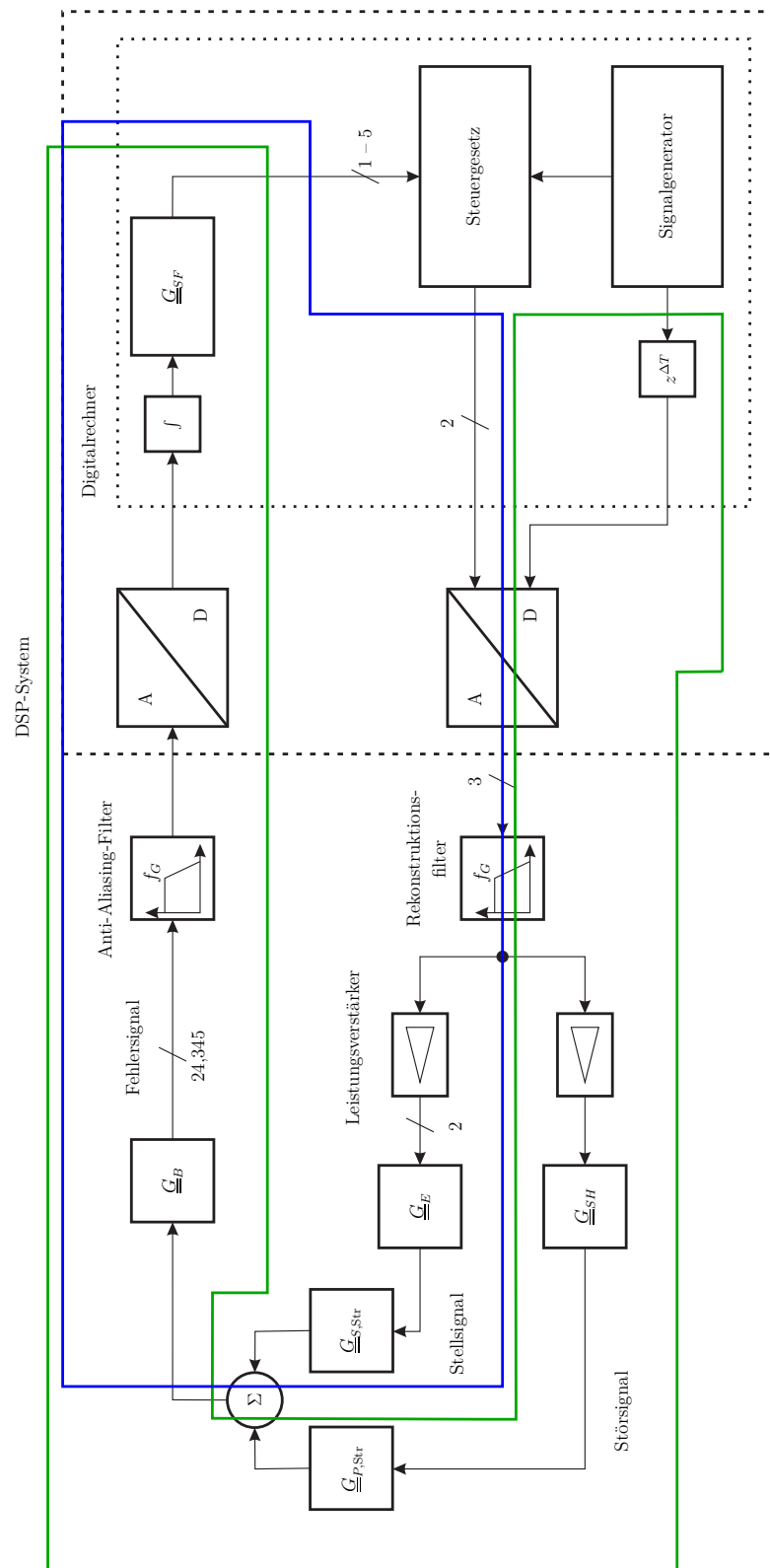


Abbildung 3.2.: Signalflussplan des Versuchsaufbaus

Eine Tabelle mit den genauen Angaben zu allen verwendeten Komponenten sowie den daran vorgenommenen Einstellungen ist in Tabelle A.2 im Anhang zu finden zu finden.

Zur Auswertung der verschiedenen Messungen stehen zwei Systeme zur Verfügung, zum einen ein Laser-Doppler-Vibrometer der Firma Polytec und zum anderen eine Schallintensitätsmesssonde der Firma Brüel & Kjaer.

Das Laser-Doppler-Vibrometer wird sowohl zur Schwingungsmessung als auch zur Systemidentifikation verwendet. Nähere Erläuterungen zur Durchführung der Systemidentifikation folgen im Abschnitt 3.2. Mit dem SIP-System wird die Schallleistung der Struktur gemessen. Dafür wird die schwingende Fläche in horizontaler und vertikaler Richtung überstrichen und anschließend über die durchstrahlte Fläche integriert.

3.2. Systemidentifikation

In diesem Abschnitt wird die Systemidentifikation bzw. die Erzeugung einer Datenbasis für die simulative Vorauslegung des ASAC-Systems erläutert.

Wie aus Abbildung 2.2 deutlich wird, sind zur Simulation des ASAC-Systems sowohl ein Modell der Primärstrecke als auch ein Modell der Sekundärstrecke erforderlich. Im Gegensatz zur Arbeit von [47] wird im Rahmen dieser Arbeit kein Zustandsraummodell der Strecken generiert, sondern es wird mit den Übertragungsfunktionen (engl. *Frequency Response Functions* – *FRF*) gearbeitet.

Damit das Systemmodell die Schallabstrahlung im untersuchten Frequenzband möglichst realitätsnah beschreibt, ist es laut [1] erforderlich die Biegewellen in diesem Frequenzband mit fünf Sensoren pro Biegewellenlänge zu erfassen. Wie bereits angesprochen sollen die experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit mit den simulativen Ergebnissen der Arbeit von [47] verglichen werden. Dort wurde die Struktur in 300 Elementarstrahler eingeteilt, sodass bis zu einer oberen Grenzfrequenz von 600 Hz die Forderung nach [1] erfüllt ist. Diese Einteilung ist für diese Arbeit unpraktisch, denn im Zuge einer nachfolgenden Parameterstudie sollen gröbere Strukturdiskretisierung untersucht werden. Um den Messaufwand für diese Parameterstudie gering zu halten, wird eine Strukturdiskretisierung gewählt, die sich in mehreren Schritten vergrößern lässt. Um dennoch den Frequenzbereich bis 600 Hz untersuchen zu können, wird die Platte in 345 Elementarstrahler eingeteilt, vgl. Abb. 3.1 und Abb. A.2. Dadurch ist die oben genannte Bedingung weiterhin erfüllt und der Messaufwand für die nachfolgende Parameterstudie bleibt gering.

Die Messung der Übertragungsfunktionen der Primär- und der Sekundärstrecke erfolgt mit dem LSV. Als Testsignal wird ein Pseudozufallsrauschen verwendet, welches mit dem Funktionsgenerator des Lasers erzeugt wird. Da das Signal intern erzeugt wird, kann auf die Ver-

wendung eines Sensors zur Messung der Anregung verzichtet werden. Demnach ist der größte Fehler im Antwortsignal zu erwarten, weshalb die H1-Schätzung der Übertragungsfunktion verwendet wird [25]. Die getroffenen Einstellungen in Bezug auf Anregungssignal, Abtastfrequenz usw. sind im Anhang in Tabelle A.2 zu finden.

3.3. Parameterstudie

Bevor auf die Ergebnisse der Parameterstudie eingegangen wird, sollen zunächst die Rahmenbedingungen erläutert werden.

Wie im Abschnitt 2.4 angesprochen, scheint die gewählte Sensoranzahl für die erreichbare Reduktion der Schallleistung entscheidend zu sein. Deshalb gilt es zunächst eine geeignete Strukturdiskretisierung zu finden, für die die benötigte Anzahl an Sensoren möglichst klein ausfällt, bei gleichzeitig möglichst genauer Approximation der abgestrahlten Schallleistung gegenüber einer Referenz. Als Referenz wird die abgestrahlte Schallleistung auf Basis der vollständigen Schallstrahlungsresistanzmatrix, die auf einer Strukturdiskretisierung von 23×15 Elementarstrahlern basiert, nach Gleichung 2.13 berechnet. Die zur Berechnung der Schallleistung erforderlichen Strukturschnellen werden mit dem Laser-Doppler-Vibrometer gemessen. Damit der Messaufwand bewältigbar bleibt, werden die gröberen Sensornetze so gewählt, dass deren Mittelpunkte auf die Mittelpunkte des feinen Sensornetzes (23×15 Elementarstrahler) fallen und somit auf eine erneute Vermessung der Teststruktur verzichtet werden kann. Aus dieser Forderung ergeben sich als gröbere Sensornetze 11×7 und 6×4 .

Wie die Recherche zum Stand der Forschung gezeigt hat, ergibt sich aus der Wahl des Sensornetzes und somit der Elementarstrahler der untersuchbare Frequenzbereich. Um die Vergleichbarkeit zwischen den unterschiedlichen Sensornetzen zu gewährleisten, wird für das größte Netz eine obere Grenzfrequenz basierend auf der Forderung nach [3] bestimmt. Demnach müssen mindestens zwei Sensoren pro struktureller Wellenlänge vorhanden sein. Die Biegewellenlänge einer momentenfrei gelagerten Platte berechnet sich folgendermaßen:¹

$$\lambda_B = 2\pi \sqrt[4]{\frac{B'}{m''}} \frac{1}{\sqrt{\omega_{\max}}}, \quad m'' = \rho h, \quad B' = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \quad (3.1)$$

Hierin ist m'' die Masse pro Fläche und B' die breitenbezogene Biegesteifigkeit, siehe [42]. Für eine Frequenz von 600 Hz ergibt sich somit eine Wellenlänge von $\lambda_B = 0,22$ m. Bei Verwendung des Sensornetzes 6×4 beträgt der Sensorabstand in y-Richtung 0,16 m, wodurch die Einhaltung des Abtasttheorems erfüllt ist. Eine höhere Frequenz wäre auch denkbar, aber

¹Die Gleichung gilt nur für den Fall, dass die Wellenlänge deutlich größer als die Balkenhöhe ist.

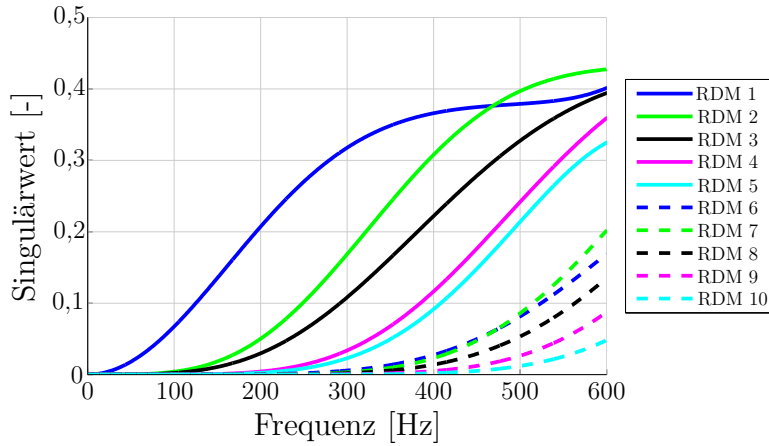


Abbildung 3.3.: Singulärwerte der Schallstrahlungsmoden 1 - 10 (kurz: RDM 1 - RDM 10) im Frequenzbereich von 0 – 600 Hz

da die experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit mit den numerischen Ergebnissen von [47] verglichen werden sollen, wird sich auf diese Frequenz beschränkt.

Des Weiteren muss für die Auslegung des Schallstrahlungssensors eine optimale Anzahl von berücksichtigten Schallstrahlungsmoden gefunden werden. Im Rahmen dieser Parameterstudie wird daher der Einfluss der ersten zehn Schallstrahlungsmoden auf die Schätzung der Schallleistung bei den unterschiedlichen Strukturdiskretisierungen untersucht. Wie Abbildung 3.3 zeigt, ist die Berücksichtigung von maximal zehn Moden für den untersuchten Frequenzbereich bis 600 Hz ausreichend, da der Beitrag der zehnten Schallstrahlungsmode bereits sehr gering und nur in der Nähe der oberen Grenzfrequenz größer null ist.

Außerdem muss eine optimale Approximationsfrequenz der $\underline{\underline{Q}}(\omega)$ -Matrix zur Berechnung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren gefunden werden, wie die Recherche zum Stand der Forschung gezeigt hat. Deshalb wird im Rahmen dieser Parameterstudie diese Frequenz im Intervall von 5 – 600 Hz² in 5 Hz Schritten variiert. Zusammenfassend werden folgende Punkte untersucht:

- Elementarstrahleranzahl bzw. Strukturdiskretisierung $n = 6 \times 4, 11 \times 7, 23 \times 15$
- berücksichtigte Schallstrahlungsmoden $s = 1, 2, \dots, 10$
- Approximationsfrequenz der Schallstrahlungsmoden $f_k = 5 \text{ Hz}, 10 \text{ Hz}, \dots, 600 \text{ Hz}$

²Ab hier wird zur Berechnung der Schallleistung die Kreisfrequenz ω mit der Frequenz f ersetzt.

$$\begin{aligned}
L_{P_{f_k n s}}(f) &= 10 \lg \frac{\hat{P}(f)}{P_0} \\
&= 10 \lg \frac{\underline{v}_e^\dagger(f) \underline{\hat{Q}}^{(n \times s)^T}(f_k) \underline{\psi}^2(f) \underline{\hat{Q}}^{(n \times s)}(f_k) \underline{v}_e(f)}{P_0}
\end{aligned} \tag{3.2}$$

Die Parameterstudie wird folgendermaßen durchgeführt: Für eine Kombination aus Strukturdiskretisierung n , Anzahl an berücksichtigten Schallstrahlungsmoden s und der zugehörigen Approximationsfrequenz f_k wird der Schallleistungspegel $L_{P_{f_k n s}}(f)$ über das untersuchte Frequenzband nach Gleichung 3.2 berechnet und die Differenz zum Referenzschallleistungspegel $L_{P_R}(f)$ ermittelt, siehe Gleichung 3.3. Aus dieser Differenz wird der quadratische Mittelwert (Glg. 3.4) und die Standardabweichung (Glg. 3.5) bestimmt. Die Berechnung der Referenzschallleistung erfolgt nach Gleichung 2.13. Danach wird das Vorgehen für alle weiteren Kombinationen wiederholt.

$$\underline{\Delta L}_{P_{f_k n s}}(f) = \underline{L}_{P_R}(f) - \underline{L}_{P_{f_k n s}}(f) \tag{3.3}$$

$$\overline{\Delta L}_{P_{f_k n s}} = \sqrt{\frac{1}{N_f} \sum_{i=1}^{N_f} \left(\Delta L_{P_{f_k n s}}(f_i) \right)^2} \tag{3.4}$$

$$\mu_{f_k n s} = \sqrt{\frac{1}{N_f - 1} \sum_{i=1}^{N_f} \left(\Delta L_{P_{f_k n s}}(f_i) - \overline{\Delta L}_{P_{arith}} \right)^2} \tag{3.5}$$

Die Betrachtung von quadratischem Mittelwert (engl. *Root-Mean-Square* – *RMS*) und Standardabweichung hat folgenden Grund: Für die Auslegung eines ASAC-Systems in Steuerungsform ist es notwendig den Verlauf der Schallleistung über das untersuchte Frequenzband möglichst genau³ nachzubilden. Die alleinige Betrachtung des RMS-Werts zur Beurteilung des nachgebildeten Verlaufs ist nicht aussagekräftig, da lediglich Aussagen über die mittlere Abweichung getroffen werden können, jedoch nicht ob der Verlauf exakt nachgebildet wird. Die Standardabweichung gibt die Abweichung vom Mittelwert an. Geht die Standardabweichung gegen null, kann davon ausgegangen werden, dass der Verlauf exakt nachgebildet wird und es sich bei dem Mittelwert um einen Offset in der Schätzung handelt. Ist die Standardabweichung hingegen hoch, kann davon ausgegangen werden, dass der Verlauf fehlerhaft nachgebildet wird. Dieses Verfahren wird in Anlehnung an die Methode der kleinsten Fehlerquadrate gewählt. Weitere Grundlagen zu der Methode sind in [43] zu finden.

³Genau bedeutet in diesem Kontext, dass die Maxima und Minima an den richtigen Frequenzen sein müssen und deren Amplituden die gleiche Differenz zum mittleren Niveau der geschätzten Schallleistung haben müssen wie die Referenz.

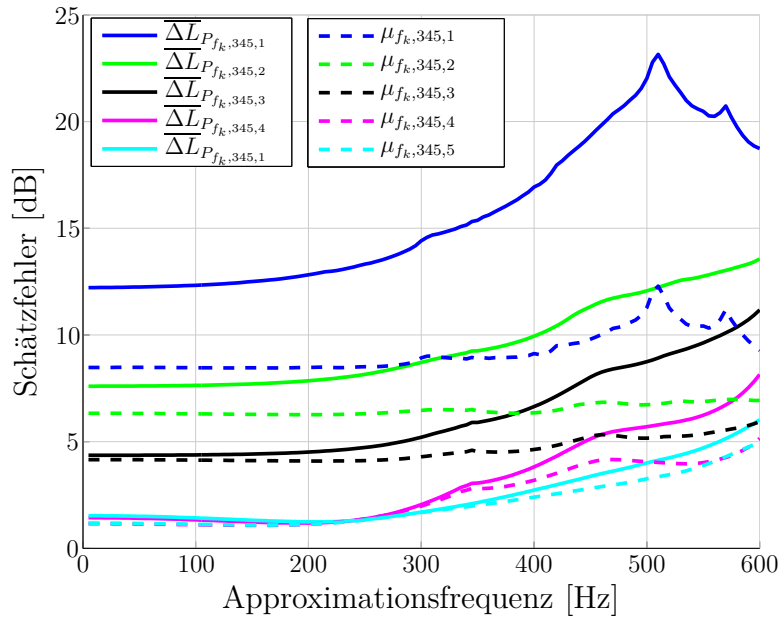


Abbildung 3.4.: RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,345,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,345,s}$ bei Schätzung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 345 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden eins bis fünf gegenüber der Referenzschallleistung

Abbildung 3.4 zeigt die unterschiedlichen Verläufe der RMS-Werte und Standardabweichungen bei Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden 1 bis 5 zur Schätzung der Schallleistung mittels RME-Verfahren und einer Diskretisierung der Testplatte in 345 Elementarstrahler. Die größte Abweichung zur Referenzschallleistung ergibt sich bei ausschließlicher Berücksichtigung der ersten Schallstrahlungsmoden. Der RMS-Wert liegt bei ca. 12,5 dB für eine Approximationsfrequenz im Bereich von 10 Hz bis 200 Hz. Mit zunehmender Frequenz steigt er auf bis zu 22,5 dB bei 500 Hz und fällt danach wieder ab. Bei der Standardabweichung ist dieser Verlauf nicht so stark ausgeprägt, sie liegt bei ca. 8,5 dB für eine Approximationsfrequenz von 10 Hz und hat ihren höchsten Wert ebenfalls im Bereich von 500 Hz mit ca. 12 dB.

Mit zunehmender Anzahl an berücksichtigten Schallstrahlungsmoden nehmen die RMS-Werte sowie die Standardabweichungen deutlich ab. Bei einer Berücksichtigung von fünf Schallstrahlungsmoden liegen der RMS-Wert und die Standardabweichung bei ca. 1,5 dB. Ab einer Frequenz von 250 Hz nehmen RMS-Wert und Standardabweichung bis auf ca. 6 dB bzw. 5 dB zu.

Des Weiteren lässt sich erkennen, dass der Einfluss der höheren Moden auf die Schätzung der Schallleistung immer geringer wird, bspw. bei Betrachtung der RMS-Werte für vier und fünf Schallstrahlungsmoden zur Schätzung der Schallleistung, der RMS-Wert ist für beide Kombinationen bis 250 Hz nahezu gleich.

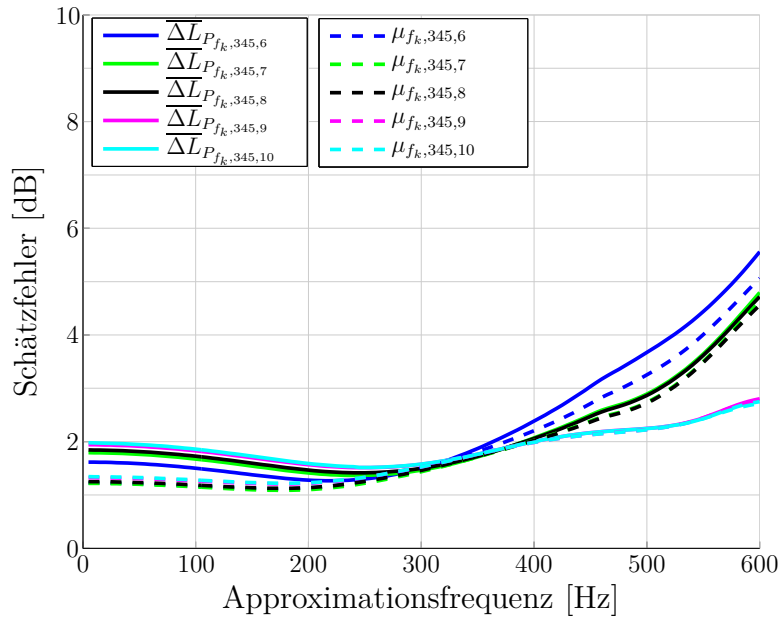


Abbildung 3.5.: RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,345,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,345,s}$ bei Schätzung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 345 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn gegenüber der Referenzschallleistung

Weiterhin fällt auf, dass die Standardabweichungen bei Berücksichtigung der ersten drei Schallstrahlungsmoden jeweils über dem gesamten Frequenzbereich nahezu konstant auf einem Niveau bleiben. Erst bei Berücksichtigung der Moden vier und fünf verändert sich dieses Verhalten. Dort nimmt die Standardabweichung oberhalb von 250 Hz zu.

Abbildung 3.5 zeigt die Verläufe der RMS-Werte und Standardabweichungen für die gleiche Strukturdiskretisierung, jedoch bei zusätzlicher Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn. Es zeigt sich, dass der RMS-Wert durch Berücksichtigen der zusätzlichen Moden im Bereich von 5–350 dB auf ca. 2 dB für zehn Schallstrahlungsmoden ansteigt. Die Standardabweichung beträgt in diesem Frequenzbereich bei der Berücksichtigung von sechs Schallstrahlungsmoden 1,5 dB und bleibt mit zunehmender Anzahl an Schallstrahlungsmoden nahezu unverändert. Dieses Verhalten war nicht zu erwarten, da eine größere Anzahl an Schallstrahlungsmoden auch eine verbesserte Approximation der Schallleistung zur Folge haben sollte. Erst ab einer Frequenz von 350 Hz ändert sich dieses Ergebnis. Hier liegen Standardabweichung und RMS-Wert bei Berücksichtigung von sechs bis acht Schallstrahlungsmoden oberhalb der Werte für die Berücksichtigung von neun und zehn Schallstrahlungsmoden.

Abbildung 3.6 zeigt den Verlauf der RMS-Werte und der Standardabweichungen bei einer Strukturdiskretisierung in 77 Elementarstrahler und Verwendung der ersten fünf Schallstrahlungsmoden zur Schätzung der Schallleistung. Es zeigt sich erneut, dass die Abweichung in der

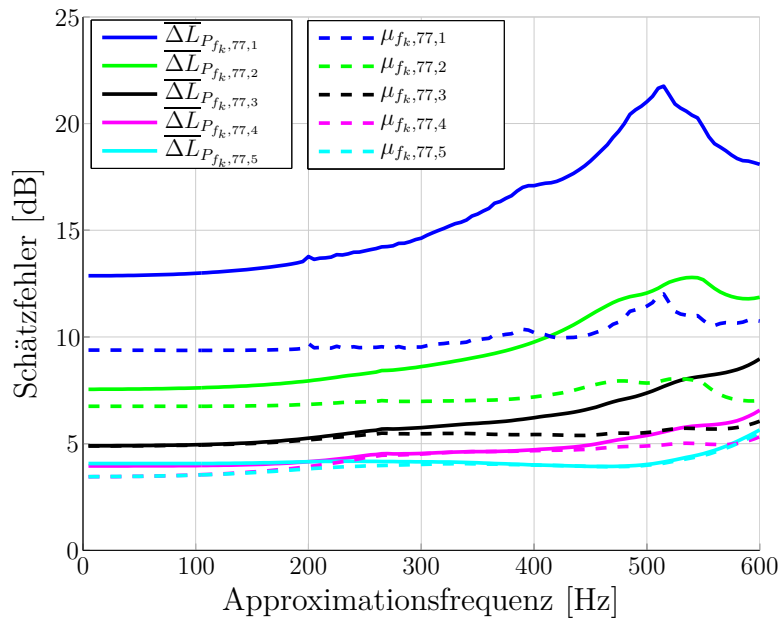


Abbildung 3.6.: RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,77,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,77,s}$ bei Schätzung der Schalleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 77 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden eins bis fünf gegenüber der Referenzschalleistung

geschätzten Schalleistung bei ausschließlicher Berücksichtigung der ersten Schallstrahlungsmoden zur Referenzschalleistung am größten ist. Der RMS-Wert liegt bei ca. 12,5 dB und nimmt bis 500 Hz bis auf ca. 21 dB zu. Die Standardabweichung bleibt bis 350 Hz nahezu konstant bei 9 dB. Ab ca. 350 Hz nimmt die Standardabweichung langsam zu und hat, analog zum RMS-Wert, den höchsten Wert bei 500 Hz. Durch Hinzufügen der Schallstrahlungsmoden zwei bis fünf werden die RMS-Werte und die Standardabweichung kleiner. Die RMS-Werte sinken auf ca. 4,5 dB bei Berücksichtigung von vier und fünf Schallstrahlungsmoden, die Standardabweichungen liegen in etwa auf dem Niveau der RMS-Werte. Es zeigt sich, dass die Berücksichtigung der fünften Schallstrahlungsmoden im Frequenzbereich bis 250 Hz nahezu keinen Einfluss hat, da sowohl RMS-Wert als auch Standardabweichung auf dem Niveau der Kombination mit vier Schallstrahlungsmoden liegt. Erst ab dieser Frequenz stellt sich ein geringer Unterschied ein. Das heißt, RMS-Wert und Standardabweichung der Variante mit fünf Schallstrahlungsmoden liegen unterhalb der Variante mit vier Schallstrahlungsmoden.

Abbildung 3.7 zeigt das Ergebnis der Parameterstudie für die Strukturdiskretisierung in 77 Elementarstrahler unter zusätzlicher Verwendung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn zur Schätzung der Schalleistung.

Zunächst fällt auf, dass nahezu die RMS-Werte und die Standardabweichungen auf einem Niveau liegen. Erst oberhalb von 400 Hz ändert sich dieses Verhalten und die Verläufe „fä-

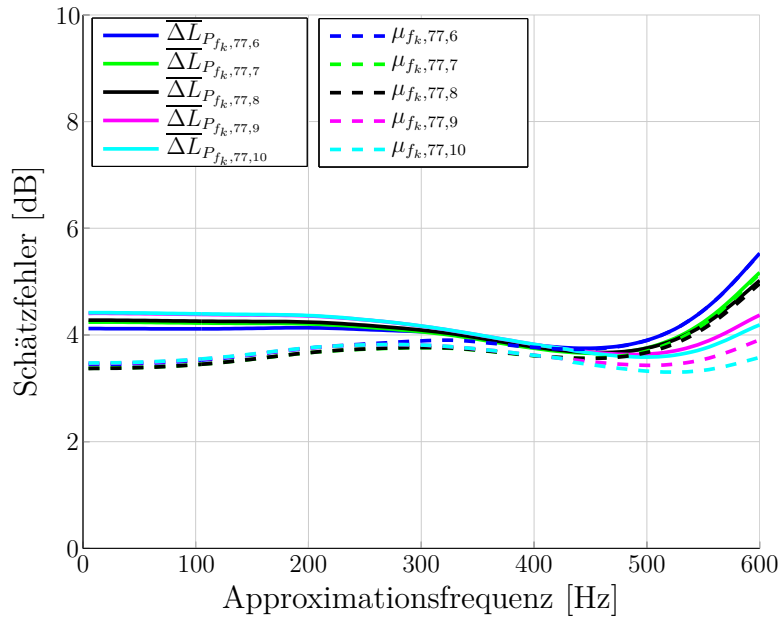


Abbildung 3.7.: RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,77,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,77,s}$ bei Schätzung der Schalleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 77 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn gegenüber der Referenzschalleistung

chern“ sich auf. Bis zu einer Approximationsfrequenz von 400 Hz liegen die RMS-Werte nahezu konstant bei 4 dB. Die zugehörigen Standardabweichungen nehmen von 3,5 dB für 10 Hz bis auf 4 dB bei 320 Hz zu. Oberhalb von 400 Hz ergibt sich der größte Schätzfehler bei der Berücksichtigung von sechs Schallstrahlungsmoden. Mit zunehmender Anzahl berücksichtigter Schallstrahlungsmoden (bis zu zehn Schallstrahlungsmoden) kann der RMS-Wert auf 4 dB und die Standardabweichung auf 3,5 dB reduziert werden. An diesen geringen Unterschieden bzgl. Standardabweichung und RMS-Wert lässt sich erkennen, dass die zusätzliche Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn keine deutlich bessere Approximation der Schalleistung zur Folge hat.

Als nächstes werden die Ergebnisse der Parameterstudie bei einer Strukturdiskretisierung in 24 Elementarstrahler ausgewertet. Abbildung 3.8 zeigt den Verlauf der RMS-Werte und Standardabweichungen über der Approximationsfrequenz der Schallstrahlungsmoden bei Berücksichtigung von bis zu fünf Moden zur Schätzung der Schalleistung. Im Wesentlichen bestätigen sich die Ergebnisse aus den vorherigen Untersuchungen. Der größte Fehler ergibt sich für die ausschließliche Berücksichtigung von einer Schallstrahlungsmoden. Der RMS-Wert liegt im Bereich von 5–300 Hz bei 12,5 dB und steigt ab 300 Hz auf bis zu 21 dB an. Durch zusätzliche Berücksichtigung der höheren Schallstrahlungsmoden lässt sich sowohl der RMS-Wert als auch die Standardabweichung auf ca. 2,5 dB im Bereich von 5–200 Hz senken.

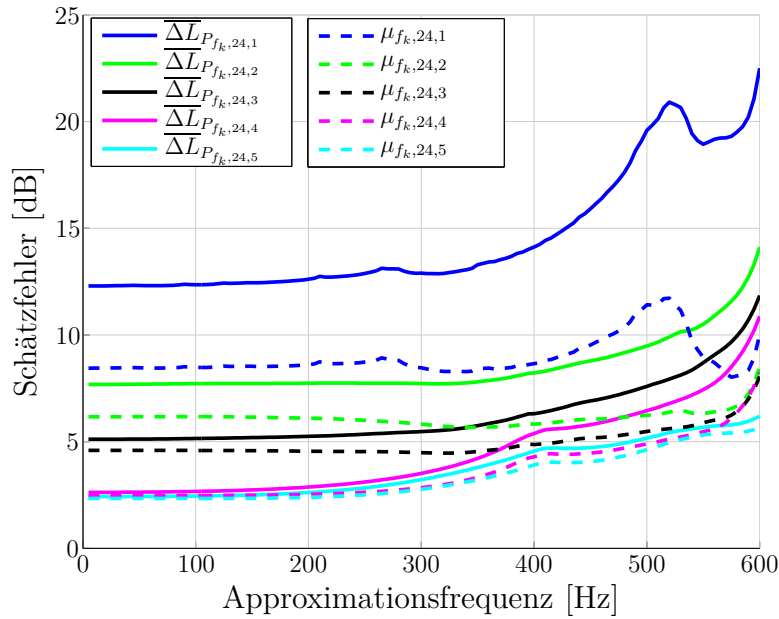


Abbildung 3.8.: RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f_k,24,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f_k,24,s}$ bei Schätzung der Schallleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 24 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden eins bis fünf gegenüber der Referenzschallleistung

Abbildung 3.9 zeigt das Ergebnis der Schallleistungsschätzung durch zusätzliche Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn. Auffällig ist, dass der Schätzfehler für eine tiefe Approximationsfrequenz (5–250 Hz) sogar geringer ausfällt als bei der Diskretisierung in 77 Elementarstrahler. Dieses Ergebnis ist zunächst überraschend, da eine feinere Strukturdiskretisierung in einer besseren Schallleistungsschätzung resultieren sollte, ist aber unter Umständen auf eine Verletzung der Beobachtbarkeit zurückzuführen. Theoretisch würde ein Messpunkt, das heißt ein Elementarstrahler, zur Messung einer Schallstrahlungsmode ausreichen. Dementsprechend würden zehn Messpunkte zur Messung von zehn Schallstrahlungsmoden reichen. Durch die große Zahl an verwendeten Messpunkten liegen möglicherweise viele Messpunkte für bestimmte Schwingformen in Schwingungsknoten und führen somit zu einem verfälschten Messergebnis. Dieses Ergebnis scheint die Aussage nach [3] zu bestätigen wonach die Einhaltung des Abtasttheorems ausreichend ist für die Wahl der Strukturdiskretisierung. Abschließend sollen die Ergebnisse der Parameterstudie nochmal übersichtlich zusammengefasst:

- Auch mit vergleichsweise grober Strukturdiskretisierung (24 Elementarstrahler) lässt sich die Schallleistung bis zu einer oberen Grenzfrequenz von 600 Hz ausreichend genau annähern.

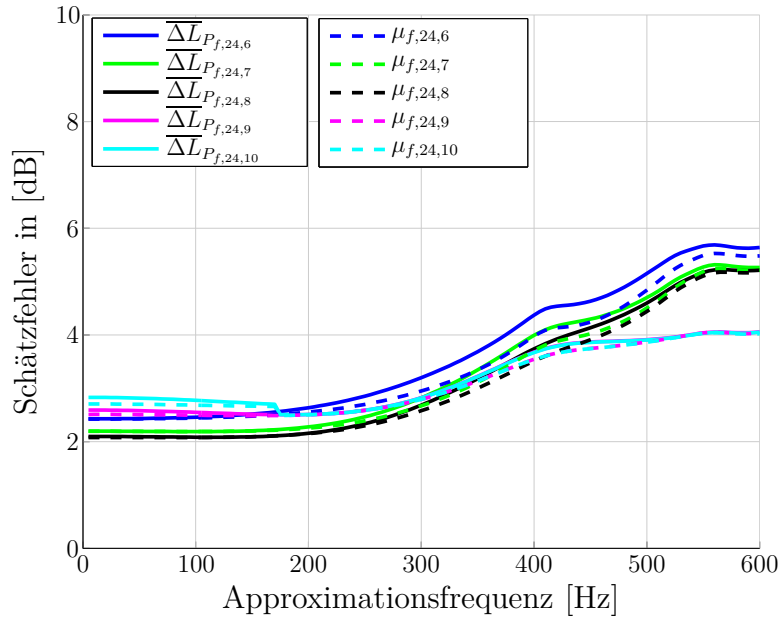


Abbildung 3.9.: RMS-Werte $\overline{\Delta L}_{P_{f,24,s}}$ und Standardabweichungen $\mu_{f,24,s}$ bei Schätzung der Schalleistung mit dem RME-Verfahren für eine Strukturdiskretisierung von 24 Elementarstrahler unter Berücksichtigung der Schallstrahlungsmoden sechs bis zehn gegenüber der Referenzschalleistung

- Eine Anzahl von fünf an Schallstrahlungsmoden reicht aus, um für die gegebene Strukturdiskretisierung die abgestrahlte Schalleistung zu schätzen.
- Für das untersuchte System ergibt sich eine optimale Approximationsfrequenz bei der Berücksichtigung von fünf Schallstrahlungsmoden von 10 Hz.
- Durch die gefundene Kombination aus Strukturdiskretisierung, Anzahl berücksichtigter Schallstrahlungsmoden und der Approximationsfrequenz lässt sich der experimentelle Aufwand mit 24 Sensoren gering halten. Des Weiteren kann die Dimension des Schallstrahlungssensors bei der Berücksichtigung von fünf Schallstrahlungsmoden gering gehalten werden.
- Für die experimentelle Realisierung des Schallstrahlungssensors sollten auch suboptimale Ergebnisse der Parameterstudie überprüft werden um das Ergebnis zu verifizieren. Können die Ergebnisse der Parameterstudie bestätigt werden, lässt sich mithilfe von RMS-Wert und Standardabweichung auf sehr einfache Art ein Schallstrahlungssensor auslegen.

Eine Abbildung mit den ersten fünf Schallstrahlungsmoden bei 10 Hz und den approximierten Singulärwerten ist im Anhang in Abschnitt A.2 zu finden.

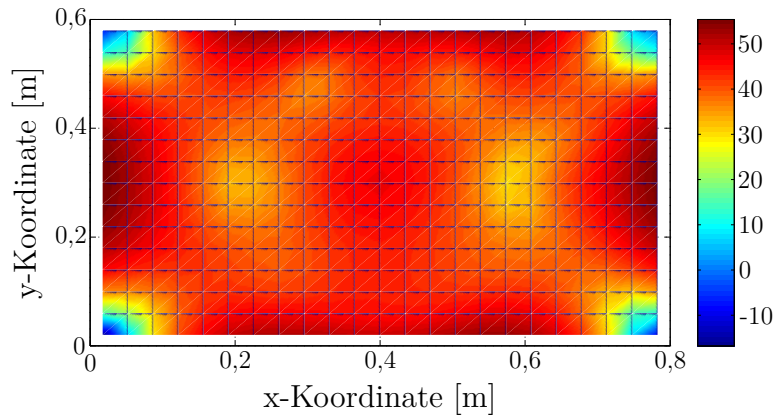


Abbildung 3.10.: Aufsummierte Strukturschnellen in [dB] über den Messpunkten im Frequenzbereich von 0,625 – 200 Hz

3.4. Platzierung der Aktoren für die aktive Struktur-Akustik-Regelung

In diesem Abschnitt soll erläutert werden, nach welchen Kriterien die Aktoren auf der Aluminiumplatte platziert werden. Bei [9] wird ein Verfahren vorgeschlagen, das basierend auf einem Modalmodell der Teststruktur die Kopplungsfaktoren zwischen Strukturmoden und Schallstrahlungsmoden ermittelt. Basierend auf den Kopplungsfaktoren werden die Aktoren derart platziert, dass die Steuerbarkeit der maßgeblich an der Schallabstrahlung beteiligten Strukturmoden über die Schallstrahlungsmoden möglichst hoch ist. Dieses Verfahren erfordert jedoch die Generierung eines Modalmodells der untersuchten Struktur und steht somit im Gegensatz zum Verfahren der Schallstrahlungsmoden, dessen Ziel es ist, ohne Modalmodell die Schallabstrahlung einer Struktur zu beeinflussen.

Stattdessen wird im Rahmen dieser Arbeit die Platzierung der Aktoren anhand eines alternativen Ansatzes vorgenommen. Dafür wird der räumlich gemittelte Amplitudengang der Strukturschnelle betrachtet, anhand dessen die Frequenzen maximaler Amplitude im untersuchten Frequenzbereich bis 600 Hz ermittelt werden. Anschließend werden aus jedem Amplitudengang eines jeden Messpunkts die zuvor ermittelten Frequenzen mit zugehöriger Schnelle extrahiert. Diese Werte werden auf drei Frequenzbereiche aufgeteilt (1. 0,625 – 200 Hz, 2. 200,625 – 400 Hz, 3. 400,625 – 600 Hz). Alle Werte eines Frequenzbereichs werden aufsummiert und ausgewertet. Dieses Verfahren hat den Vorteil, dass kein Modalmodell der Struktur ermittelt werden muss und somit der erforderliche Messaufwand weiter reduziert werden kann. Die Auswertung erfolgt für unterschiedliche Frequenzbereiche um die Aktoren möglichst effektiv platzieren zu können. Die Darstellung der aufsummierten Strukturschnellen erfolgt in dB.

Abbildung 3.10 zeigt die aufsummierte Geschwindigkeitsverteilung über den Messpunkten im Bereich von 0,625 – 200 Hz. Die Bereiche mit den maximalen Strukturschnellen liegen am linken

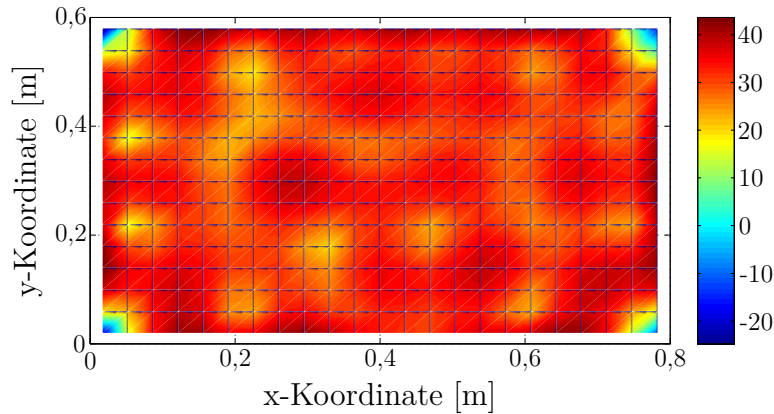


Abbildung 3.11.: Aufsummierte Strukturschnellen in [dB] über den Messpunkten im Frequenzbereich von 200,625 – 400 Hz

und rechten Rand im Bereich von 0,2–0,4 m sowie am unteren und oberen Rand im Bereich von ca. 0,2–0,6 m. In den Eckpunkten der Platte ist die Schnelle vergleichsweise gering. Dies war aber auch so zu erwarten, da die Platte in diesen Bereichen mit dem Plattenprüfstand verschraubt ist.

Für den Frequenzbereich von 200,625–400 Hz ergibt sich ein vergleichbares Ergebnis, siehe Abbildung 3.11. Die Bereiche maximaler Schnelle befinden sich erneut an den Rändern der Platte. Auffällig ist jedoch, dass die Bereiche der maximalen Strukturschnellen am unteren Rand aus der Mitte in Richtung der Einspannung wandern. Des Weiteren fällt auf, dass die Schnelle in der Mitte der Platte verglichen mit dem Rand deutlich geringer ist. In Abbildung 3.12 ist die Amplitudenverteilung der Strukturschnelle für den Bereich von 400,625–600 Hz dargestellt. Es zeigt sich ein zunehmender Symmetrieverlust. Dennoch verbleiben die Bereiche mit größerer Schnelle am Rand der Platte. Der Symmetrieverlust, insbesondere im Frequenzbereich von 400,625–600 Hz, kann mehrere Ursachen haben. Zum einen sind Abweichungen in den Randbedingungen denkbar, sodass unsymmetrische Eigenformen entstehen, die sich im aufsummierten Ergebnis widerspiegeln. Zum anderen ist die angedeutete Verletzung der Beobachtbarkeit infolge der großen Anzahl an Sensorpunkten mögliche Ursache. Wie bereits bei der Parameterstudie angesprochen, kann die Lage von Messpunkten in Schwingungsknoten dazu führen, dass die Messung verfälscht wird.

Aufgrund der genannten Punkte wird ein Aktor am linken Rand mit den Koordinaten 0,025 m in x-Richtung und 0,3 m in y-Richtung platziert. Der andere Aktor wird am unteren Rand der Platte angebracht. Die Koordinaten lauten 0,6 m in x-Richtung und 0,1 m in y-Richtung.

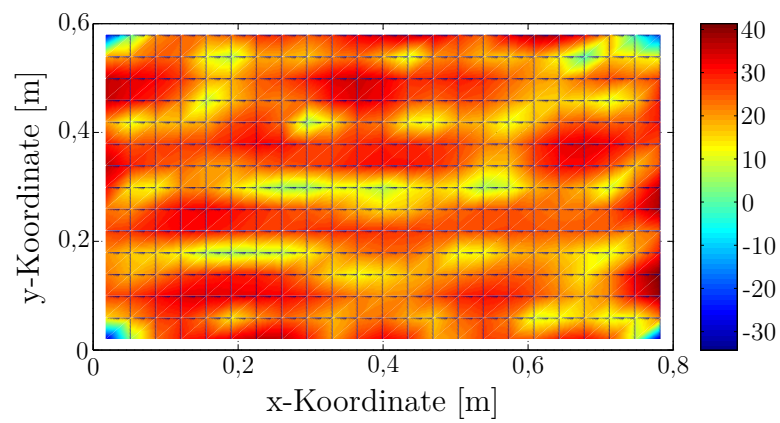


Abbildung 3.12.: Aufsummierte Strukturschnellen in [dB] über den Messpunkten im Frequenzbereich von 400,625 – 600 Hz

4. Erprobung des Schallstrahlungssensors und des ASAC-Systems

Ziel dieser Arbeit ist es, wie im Abschnitt 2.5 formuliert, ein ASAC-System basierend auf einem Schallstrahlungssensor experimentell umzusetzen und zu testen. In diesem Zusammenhang wird die Auswirkung einer Randbedingungsverletzung in Simulation und Experiment gegenüber der zugrunde liegenden Theorie auf die erreichbare Lärmreduzierung untersucht. Die Randbedingungsverletzung liegt in der akustischen Abschirmung der Platte. Die Theorie des Rayleigh-Integrals basiert auf einer akustischen Abschirmung der untersuchten Struktur, das heißt ein akustischer Kurzschluss zwischen Vorder- und Rückseite der Struktur ist ausgeschlossen. Durch den Luftspalt zwischen Rahmen und Platte am verwendeten Versuchsstand wird diese Bedingung verletzt.

Wie bereits bei der Recherche zum Stand der Forschung gezeigt wurde, scheint die Einhaltung des räumlichen Abtasttheorems für die Wahl des Sensornetzes bzw. die Strukturdiskretisierung ausreichend. Bei der Parameterstudie wurde diese Bedingung zur Wahl der Strukturdiskretisierung zugrunde gelegt und gilt daher auch für alle nachfolgenden Untersuchungen. Das Verhältnis der Biegenwellenlänge bei 600 Hz zu Sensorabstand beträgt

$$\frac{\lambda_B}{\Delta y} = \frac{0,22 \text{ m}}{0,16 \text{ m}} = 1,375. \quad (4.1)$$

Zur Beurteilung der experimentellen Resultate werden vorab Simulationen zur Abschätzung der Leistungsfähigkeit der einzelnen Steuerungen durchgeführt. Folglich gliedert sich dieses Kapitel in zwei Hauptabschnitte. Im Ersten werden Simulationen zu den verschiedenen Schallstrahlungssensoren und ASAC-Steuerungen durchgeführt, im Zweiten werden die Simulationen experimentell überprüft. Die untersuchten Schallstrahlungssensoren bzw. deren Bezeichnung im weiteren Verlauf des Kapitels ist in Tabelle 4.1 zu finden. Auf eine allg. Übersicht der durchgeführten Untersuchungen wird an dieser Stelle verzichtet, sie wird den jeweiligen Hauptabschnitten vorangestellt.

Bevor auf die einzelnen Ergebnisse eingegangen wird, wird vorab die Auswertemethodik erläutert.

Die Beurteilung der verschiedenen Steuerungen erfolgt anhand eines Vergleichs des Schallleis-

Tabelle 4.1.: Übersicht über die Bezeichnung der Schallstrahlungssensoren sowie der zugehörigen ASAC-Systeme

f_{apprx}	Anzahl RDM	Bezeichnung Sensor	Bezeichnung ASAC-System
10 Hz	1	Sensor 1	ASAC 1
10 Hz	2	Sensor 2	ASAC 2
10 Hz	5	Sensor 3	ASAC 3
300 Hz	5	Sensor 4	ASAC 4
600 Hz	5	Sensor 5	ASAC 5

tungspegels L_P , des Strukturschnellepegels¹ L_v und des Abstrahlgrads σ jeweils im gesteuerten und im ungesteuerten Fall. Die Berechnung der Strukturschnelle und des Abstrahlgrads erfolgt ausnahmslos für die feine Strukturdiskretisierung in 345 Elementarstrahler. Die Schallleistung wird sowohl für die feine als auch die grobe Strukturdiskretisierung berechnet. Die Schallleistung der feinen Strukturdiskretisierung wird durch den Index 345² und nach Gleichung 2.13 berechnet, die Schallleistung der groben Strukturdiskretisierung durch den Index 24 gekennzeichnet, die Berechnung dieser Schallleistung erfolgt nach Gleichung 2.19.

Die Beurteilung der Reduktionen erfolgt auf zwei Arten.

$$x_{\text{int}} \approx \sum_{i=1}^{N_f} \frac{f_{i+1} - f_i}{2} (x(f_i) + x(f_{i+1})) \quad (4.2)$$

$$\Delta x = x_{\text{int, noCtrl}} - x_{\text{int, Ctrl}} \quad (4.3)$$

Zum einen werden die untersuchten Größen nach Gleichung 4.2 über die Frequenz integriert und die Differenz (Glg. 4.3) zwischen gesteuerten (Ctrl) und ungesteuerten (noCtrl) Zustand berechnet, zum anderen werden die Verläufe über der Frequenz dargestellt. Dabei steht x in Gleichung 4.2 und Gleichung 4.3 für die jeweils betrachtete Größe. Eine Reduktion einer betrachteten Größe wird durch eine positive Zahl beschrieben, folglich entspricht eine negative Reduktion einer Zunahme der jeweiligen Größe.

Um die Leistungsfähigkeit des ASAC-Konzepts besser einschätzen zu können, wird zum Vergleich ein AVC-System ausgelegt, dessen jeweiliges Ergebnis den ASAC-Systemen gegenübergestellt wird. Die Einstellungen, die für die Simulationen resp. Experimente gemacht

¹Im weiteren Verlauf dieses Kapitels werden die Begriffe Strukturschnelle, Schwinggeschwindigkeit und Schwingung synonym verwendet. Damit ist jeweils die Schwinggeschwindigkeit der untersuchten Struktur an der Oberfläche in Normalenrichtung gemeint.

²Die Schallstrahlungsresistanzmatrix wird ausschließlich für die feine Strukturdiskretisierung berechnet. Dementsprechend basieren alle Schallleistungsschätzungen dieser Matrix auf der feinen Strukturdiskretisierung

Tabelle 4.2.: Übersicht über die vorgenommenen Einstellungen zum Anregungssignal und den verwendeten Steuerungen

System	Komponente	Einstellung
Anregungssignal	bandbegrenztes Rauschsignal ¹²	$f_{\min} = 100 \text{ Hz}$ $f_{\max} = 600 \text{ Hz}$
ASAC-Steuerung	Sekundäraktoren:	2
	Filtergewichte:	600
	Kausalität:	keine zusätzliche Verzögerung im Primärpfad
	Stellgrößenbeschränkung der Aktoren:	3 V
	Fehlersignale:	1 Fehlersignal pro Schallstrahlungsmoden max. 5 Schallstrahlungsmoden
AVC-Steuerung	Sekundäraktoren:	2
	Filtergewichte:	600
	Kausalität:	keine zusätzliche Verzögerung im Primärpfad
	Stellgrößenbeschränkung:	3 V
	Fehlersignale:	24 Beschleunigungssignale

¹ Das Rauschsignal wird durch ein Sinussignal mit stochastischer Phasenlage und leistungsoptimierter Amplitude erzeugt.

² Das Anregungssignal wird auch gleichzeitig als Referenzsignal der Steuerung verwendet, wodurch auf einen zusätzlichen Referenzsensor verzichtet werden kann.

werden, können der Tabelle 4.2 entnommen werden.

4.1. Simulative Vorauslegung

Zur simulativen Vorauslegung der Schallstrahlungssensoren und der ASAC-Steuerungen werden folgende Untersuchungen durchgeführt:

- Vergleich der Schätzung der Schallleistung mit $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix, Schallstrahlungssensor eins bis fünf und einer SIP-Messung (Abschnitt 4.1.1).
- Vergleich der Schallleistungsreduktion zwischen den ASAC-Steuerungen zwei bis fünf und einem AVC-System (Abschnitt 4.1.2).
- Vergleich der Schallleistungsreduktion zwischen einer ASAC-Steuerung basierend auf Schallstrahlungsmoden durch Singulärwertzerlegung der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix und einer ASAC-Steuerung basierend auf Schallstrahlungsmoden optimiert durch das ALC-Verfahren (Abschnitt 4.1.3).
- Untersuchungen zum Einfluss der Stellgrößenbeschränkung bei der ASAC-Steuerung zwei (Abschnitt 4.1.4).

4.1.1. Vergleich der Schalleistungsschätzungen mit einer SIP-Messung

Ziel dieses Abschnitts ist eine grundsätzliche Überprüfung der Schalleistungsschätzung mit der $\underline{R}(\omega)$ -Matrix basierend auf der feinen Strukturdiskretisierung in 345 Elementarstrahlern und den Schallstrahlungssensoren basierend auf der groben Strukturdiskretisierung in 24 Elementarstrahler. Dafür wird zunächst ein Vergleich zwischen einer Schalleistungsmessung und der Schätzung basierend auf der $\underline{R}(\omega)$ -Matrix für beide Prüfstandskonfigurationen unternommen. Anschließend wird das Ergebnis der Parameterstudie aus Abschnitt 3.3 aufgegriffen und überprüft. Dort wurde festgestellt, dass neben der Strukturdiskretisierung im Wesentlichen zwei Faktoren für die Schalleistungsschätzung entscheidend sind – die Wahl der Approximationsfrequenz und die Anzahl berücksichtigter Schallstrahlungsmoden. Ausgehend von diesen Kriterien und der Anforderung einen Schallstrahlungssensor mit möglichst geringer Komplexität bei gleichzeitig möglichst genauer Schalleistungsschätzung umzusetzen, wurde ein Sensor basierend auf fünf Schallstrahlungsmoden, die bei einer konstanten Frequenz von 10 Hz approximiert werden, als geeigneter Kompromiss ermittelt. Zur Überprüfung dieses Resultats werden weitere Schallstrahlungssensoren nach Tabelle 4.1 herangezogen, da sie die entscheidenden Auslegungskriterien repräsentieren.

Zur einfacheren Unterscheidung der Ergebnisse definiert Tabelle 4.3 die grafische Darstellung der untersuchten Konzepte.

Abbildung 4.1 zeigt den Vergleich zwischen der gemessenen Schalleistung des Versuchsstands

Tabelle 4.3.: Übersicht über die untersuchten Schallstrahlungssensoren und deren Schalleistungsschätzungen in der Simulation

Prüfstand	Steuerung	Schallstrahlungssensor	grafische Darstellung	Bezeichnung der Schalleistung
Luftspalt nicht abgedichtet	ASAC 2	Sensor 2	●	$L_{P,24,\text{sim}}$
	ASAC 3	Sensor 3	●	$L_{P,24,\text{sim}}$
	ASAC 4	Sensor 4	●	$L_{P,24,\text{sim}}$
	ASAC 5	Sensor 5	●	$L_{P,24,\text{sim}}$
	AVC	-	●	$L_{P,24,\text{sim}}$

(Messung mit Schallintensitätsmesssonde und Integration über durchstrahlte Fläche) und der mittels Schallstrahlungsresistanzmatrix geschätzten Schalleistung. Die Abbildung 4.1 (a) zeigt das Ergebnis für den Prüfstand mit abgedichtetem Luftspalt und die Abbildung 4.1 (b) das Ergebnis für den nicht-abgedichteten Prüfstand. Zunächst fällt auf, dass beide SIP-Messungen im Bereich bis 300 Hz einige Unterschiede bei den Schalleistungsmaxima aufweisen. Insbesondere bei 211 Hz, 235 Hz, 255 Hz und 280 Hz. Mögliche Gründe hierfür sind einerseits in den Kavitätsmoden des Prüfstandes und andererseits in der Silikonfolie zu sehen. Wie Tabelle A.3 im

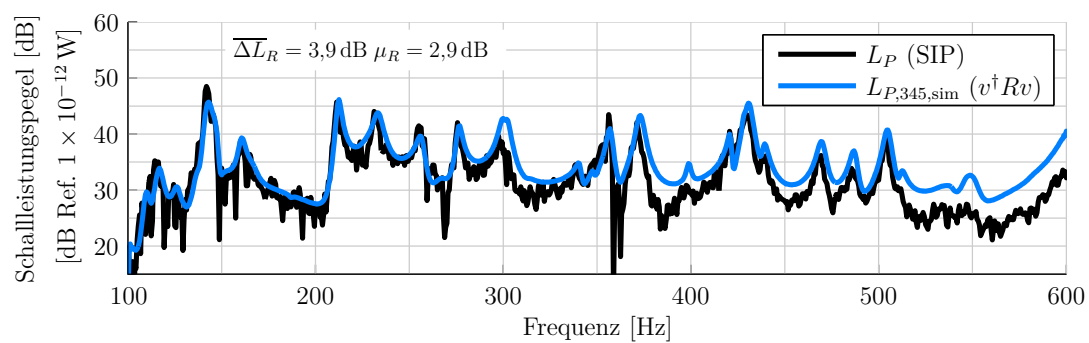
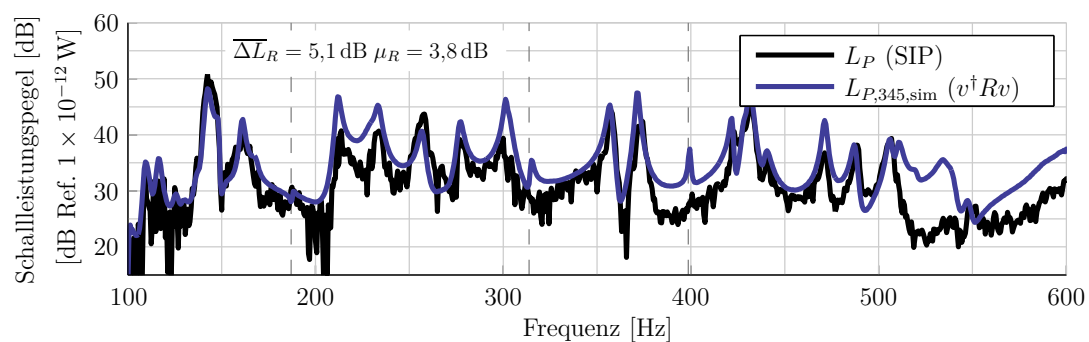
(a) SIP-Messung und $v^\dagger R v$ -Schätzung – abgedichteter Prüfstand(b) SIP-Messung und $v^\dagger R v$ -Schätzung – nicht-abgedichteter Prüfstand

Abbildung 4.1.: Vergleich der Schallintensitätsmessungen des Versuchsstands mit den Schätzungen basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix im abgedichteten Zustand (a) und unabgedichteten Zustand (b)

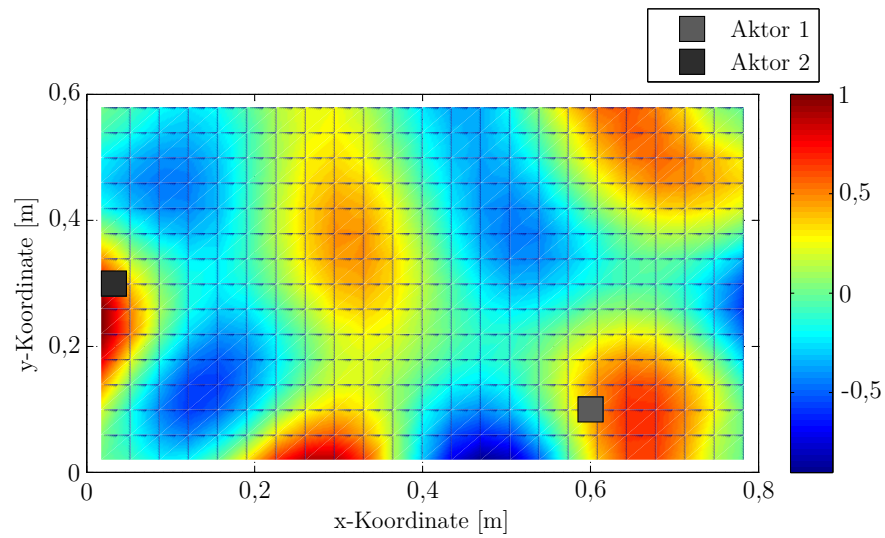
Anhang zeigt, befinden sich bei 211 Hz und 283 Hz jeweils Kavitätsmoden des Versuchsstands. Die Druckmaxima dieser Moden befinden sich an den schallharten Wänden der Kavität und somit im Bereich des Luftspalts. Infolge des Spalts ist ein Druckausgleich zwischen der Vorder- und Rückseite möglich und es kommt zum akustischen Kurzschluss und somit zu einer geringeren Schallleistung. Die Unterschiede bei 235 Hz und 255 Hz lassen sich damit nicht erklären, möglicherweise aber mit der veränderten Strukturodynamik infolge der Folie. Sie erzeugt eine inhomogene Dämpfung am Rand der Platte, welche veränderte Schwingungsformen und somit eine veränderte Schallabstrahlung zur Folge hat.

Abbildung 4.2 zeigt daher den Vergleich der Betriebsschwingformen bei 235 Hz für den abgedichteten (a) und den unabgedichteten Prüfstand (b). Es ist zu sehen, dass sich die Schwingform in Folge der Folie verändert. Diese Veränderung führt dazu, dass die Schwingform des nicht abgedichteten Prüfstands den Schall etwas effizienter abstrahlt.

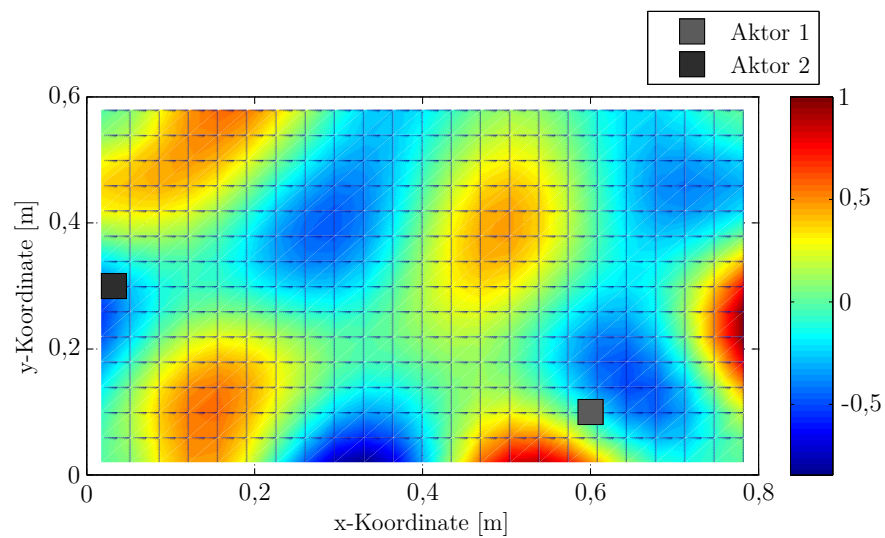
An Abbildung 4.1 (a) ist zu erkennen, dass im abgedichteten Fall die gemessene Schallleistung insbesondere bis 360 Hz sehr genau approximiert wird. Im Frequenzbereich oberhalb von 360 Hz stimmen zwar die Verläufe überein, aber mit zum Teil deutlichem Offset, bspw. bei 550 Hz mit einem Unterschied von ca. 5 dB. Des Weiteren fallen in Abb. 4.1 (a) im gesamten Frequenzbereich die gedämpften Schallleistungsmaxima in der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix auf. Diese äußern sich darin, dass die Amplitudenüberhöhungen gegenüber dem nicht-abgedichteten Zustand betragsmäßig etwas geringer ausfallen, zum Beispiel bei 300 Hz. Der RMS-Wert für den abgedichteten Prüfstand ergibt sich zu $\overline{\Delta L}_R = 3,9$ dB und die Standardabweichung zu $\mu_R = 2,9$ dB.

Ist der Spalt nicht mit der Silikonfolie abgedichtet, zeigen sich deutlichere Abweichungen zwischen der SIP-Messung und der Approximation basierend auf der vollständigen $\underline{R}(\omega)$ -Matrix, zum Beispiel im Bereich um 220 Hz, 400 Hz und 525 Hz, siehe Abbildung 4.1 (b). Diese Diskrepanz, insbesondere im höheren Frequenzbereich, war nicht zu erwarten, denn die der Elementarstrahlermethode bzw. der Schallstrahlungsresistanzmatrix zugrunde liegende Theorie des Kolbenstrahlers besagt, dass der unabgedichtete und abgedichtete Kolbenstrahler im höherfrequenten Bereich die gleiche Abstrahlcharakteristik zeigen. Nur im tieffrequenten Bereich macht sich die Trägheit der Luft bemerkbar, sodass aufgrund des akustischen Kurzschlusses eine veränderte Abstrahlcharakteristik entsteht, siehe [23]. In Abbildung 4.1 (b) fallen zudem die Sprünge bzw. zusätzlichen Schallleistungsmaxima bei 185 Hz, 320 Hz und 400 Hz auf, die in Abb. 4.1 (a) nicht auftauchen. Vermutlich werden diese Schallleistungsmaxima in Abbildung 4.1 (a) durch die Folie gedämpft. Für den nicht-abgedichteten Prüfstand ergibt sich ein RMS-Wert von $\overline{\Delta L}_R = 5,1$ dB und eine Standardabweichung von $\mu_R = 3,8$ dB.

Aus diesem Vergleich der beiden Prüfstandkonfigurationen kann folgendes festgehalten werden. Die Randbedingungsverletzung hat keine große Auswirkung auf die Schätzung der Schalllei-



(a) ODS – Prüfstand abgedichtet



(b) ODS – Prüfstand nicht abgedichtet

Abbildung 4.2.: Berechnete Betriebsschwingform bei 235 Hz für den abgedichteten (a) und den unabgedichteten (b) Prüfstand

tung mit der Schallstrahlungsresistanzmatrix. Werden die Bewertungskriterien der Parameterstudie zugrunde gelegt, beträgt der Unterschied zwischen den unterschiedlichen Prüfstandskonfigurationen in der Standardabweichung nur 0,9 dB. Diese Abweichung ist eher gering. Der Unterschied beim RMS-Wert von 1,2 dB spiegelt den etwas höheren Offset der Schallleistungsschätzung beim nicht-abgedichteten Prüfstand wieder. Daraus folgt, dass die Schallleistungsschätzung mit der Schallstrahlungsresistanzmatrix für die untersuchte Randbedingungsverletzung geeignet ist und die weiteren Analysen auf den nicht-abgedichteten Prüfstand beschränkt werden können. Wie vorab erwähnt, wird als Nächstes das Ergebnis der Parameterstudie aufgegriffen und überprüft.

Abbildung 4.3 zeigt den Vergleich zwischen der Approximation der Schallleistung mit der vollständigen $\underline{R}(\omega)$ -Matrix sowie den Schallstrahlungssensoren eins, zwei und drei. Zur Verdeutlichung des Ergebnisses, das heißt der Abweichung der Schätzungen der unterschiedlichen Schallstrahlungssensoren von der Referenz, werden alle Achsen gleich skaliert.

In Abbildung 4.3 (b) wird deutlich, dass mit Sensor eins der Verlauf der $\underline{R}(\omega)$ -Schätzung bis ca. 225 Hz teilweise angenähert werden kann. Ab dieser Frequenz sind jedoch zunehmend größere Unterschiede zu erkennen, insbesondere im Bereich von 225 Hz bis 300 Hz sowie ab 360 Hz. Für den gesamten Verlauf gilt, dass die Frequenzen besonders starker Schallabstrahlung zwar nahezu korrekt geschätzt werden (bspw. bei 430 Hz und 505 Hz), aber mit zum Teil großer Amplitudendifferenz. In den Zwischenbereichen wird dieser Fehler noch deutlicher, dort ergibt sich eine Differenz von bis zu 15 dB. Der RMS-Wert für diesen Sensor beträgt $\overline{\Delta L}_{10,24,1} = 12,7$ dB und die Standardabweichung $\mu_{10,24,1} = 8,4$ dB. Dieses Ergebnis deckt sich mit der Beobachtung und dem Ergebnis der Parameterstudie, vgl. Abb. 3.8.

Durch Hinzunahme der zweiten Schallstrahlungsmode ist eine deutliche Verbesserung der Schätzung zu erkennen, dies gilt insbesondere für den Bereich bis 370 Hz. Verglichen mit der $\underline{R}(\omega)$ -Schätzung ergeben sich zwar immer noch größere Abweichungen, die, verglichen mit dem Sensor eins, aber geringer ausfallen. Diese Beobachtung spiegelt sich auch im RMS-Wert mit $\overline{\Delta L}_{10,24,2} = 7,8$ dB und einer Standardabweichung von $\mu_{10,24,2} = 6,1$ dB wieder. Ab 370 Hz sind erneut Ausreißer zu erkennen, exemplarisch sei die Schätzung bei 450 Hz erwähnt, bei der die Differenz zwischen $\underline{R}(\omega)$ -Schätzung und Sensor zwei mindestens 15 dB beträgt. Des Weiteren ist zu erkennen, dass die Schätzung im tieffrequenten Bereich lokal einige Abweichungen aufweist, hier sei der Bereich von 260 Hz erwähnt, dort beträgt der Unterschied ca. 10 dB.

Abbildung 4.3 (d) zeigt die Schätzung mit dem Sensor drei. Es ist zu sehen, dass, verglichen mit den anderen Sensoren, die Referenz am besten approximiert werden kann. Der RMS-Wert beträgt $\overline{\Delta L}_{10,24,5} = 2,9$ dB und die Standardabweichung $\mu_{10,24,5} = 2,8$ dB, diese Werte fallen gegenüber den anderen Sensoren deutlich geringer aus. Besonders große Ausreißer bei der Schätzung sind erst ab 450 Hz zu erkennen, dort weicht die Approximation zunehmend von

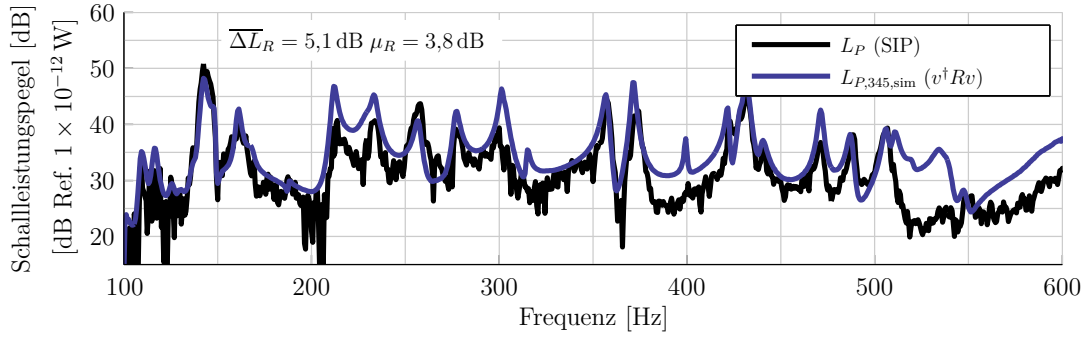
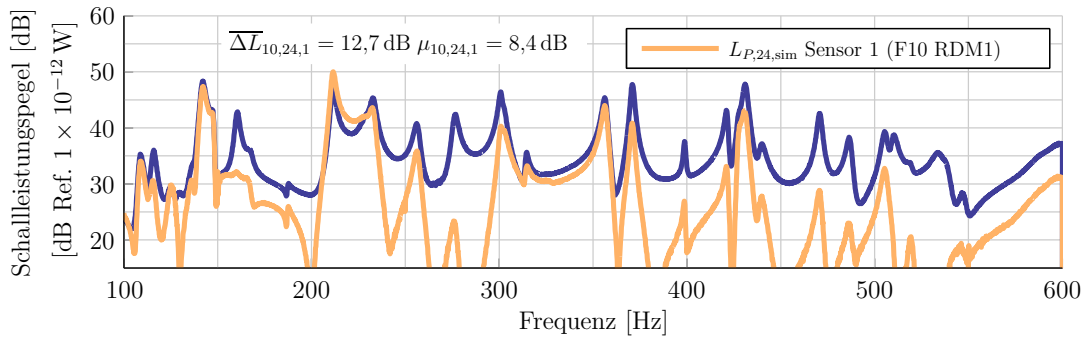
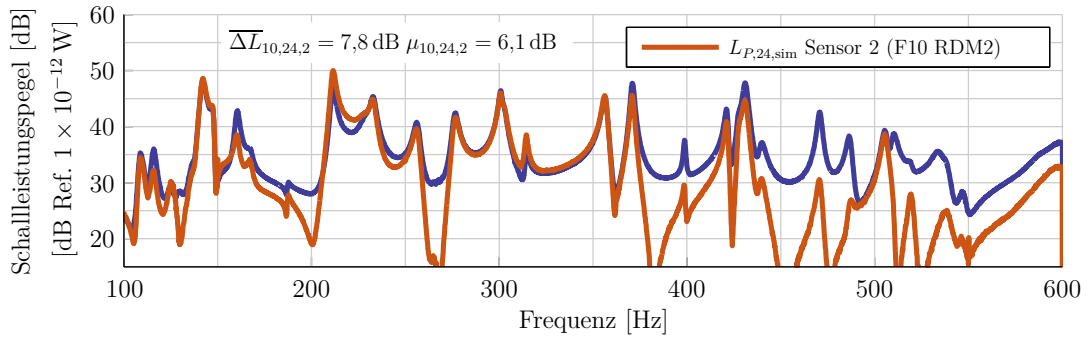
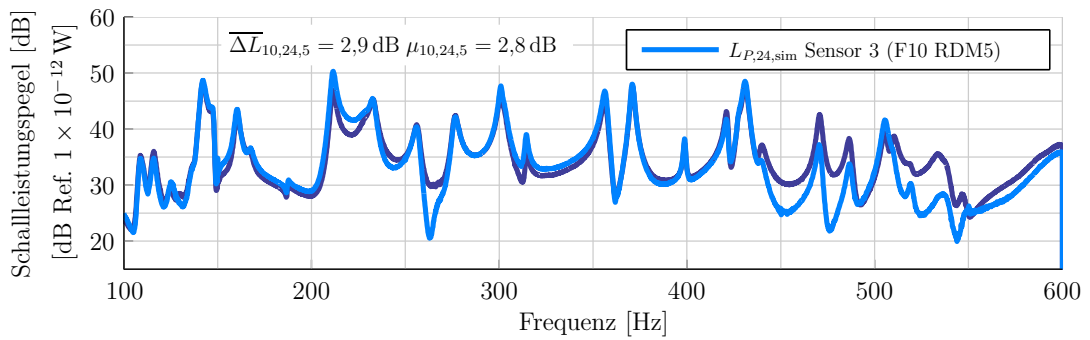
(a) SIP-Messung und $v^\dagger R v$ -Schätzung(b) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 1(c) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 2(d) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 3

Abbildung 4.3.: Vergleich der SIP-Messung mit der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistenzmatrix sowie den Sensoren eins, zwei und drei im unabgedichteten Zustand des Prüfstands

der Referenz ab.

Die vorherigen Schilderungen bestätigen das Ergebnis der Parameterstudie, wonach mit zunehmender Anzahl an Schallstrahlungsmoden die Approximation der Schallleistungsschätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix besser gelingt und eine Diskretisierung in 24 Elementarstrahler ausreichend ist. Nachfolgend werden die Ergebnisse der Parameterstudie bzgl. der Approximationsfrequenz überprüft.

Abbildung 4.4 zeigt den Vergleich zwischen Schätzung der abgestrahlten Schalleistung basierend auf der vollständigen $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix sowie den Sensoren drei, vier und fünf. Der Sensor drei sowie die $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Schätzung werden erneut dargestellt um die Lesbarkeit und den Vergleich zwischen den unterschiedlichen Ergebnissen zu erleichtern.

Zunächst fällt auf, dass sich die Schätzung der Sensoren drei und vier bis zu einer Frequenz von 430 Hz ähnelt, wohingegen die Schätzung mit dem Sensor fünf deutliche Unterschiede zu den anderen Sensoren und der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Schätzung aufweist. Die Schätzung des Sensors vier weicht im Frequenzbereich ab 430 Hz zunehmend von der Referenz ($\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix) ab. Insbesondere außerhalb der Schallleistungsmaxima beträgt der Unterschied zwischen der Schätzung und der Referenz bis zu 15 dB. Im Frequenzbereich unter 430 Hz fällt auf, dass die Schätzungen von Sensor drei und vier nahezu identisch sind, der Sensor vier die $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Schätzung aber unterschätzt, wohingegen der Sensor drei die $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Schätzung überschätzt, bspw. im Bereich um 225 Hz. Aufgrund der schlechteren Schätzung im Bereich ab 430 Hz fällt die Standardabweichung für den Sensor vier gegenüber dem Sensor drei um ca. 1,2 dB größer aus.

Für Sensor fünf zeigt sich über den gesamten Frequenzbereich nur wenig Ähnlichkeit mit der Referenz. Es werden zwar einige Schallleistungsmaxima an der richtigen Frequenz geschätzt, der Unterschied bleibt aber dennoch deutlich.

Aus diesem Vergleich kann das Ergebnis der Parameterstudie, wonach die Schätzung mit höherer Approximationsfrequenz zunehmend schlechter wird, bestätigt werden.

Zusammenfassend können folgende Punkte festgehalten werden:

- Auch bei der vorhandenen Verletzung der Randbedingung, resultierend aus dem Spalt zwischen Rahmen und Platte, kann die abgestrahlte Schalleistung mit der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix approximiert werden.
- Die Diskrepanz zwischen der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Schätzung und der SIP-Messung beim unabgedichteten Prüfstand im Bereich um 525 Hz widerspricht den Erwartungen.
- Das Verfahren basierend auf RMS-Wert und Standardabweichung ermöglicht eine einfache Auslegung des Schallstrahlungssensors.

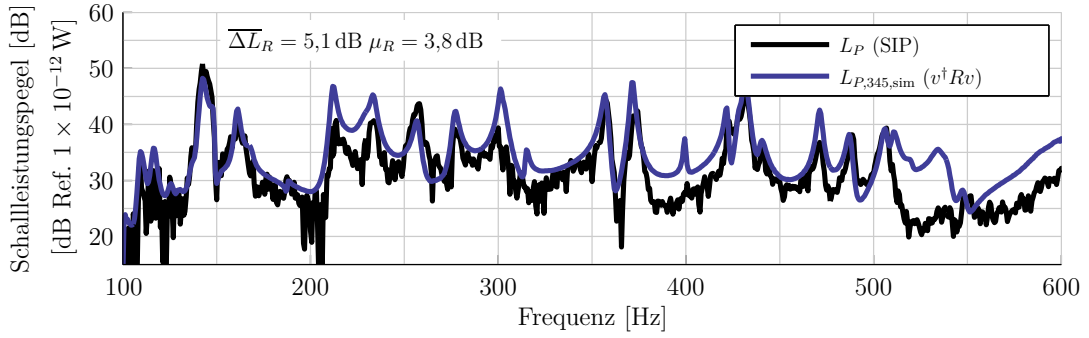
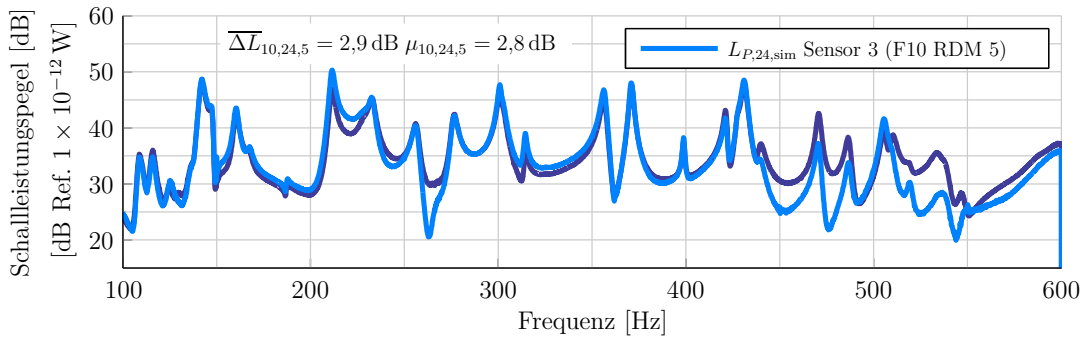
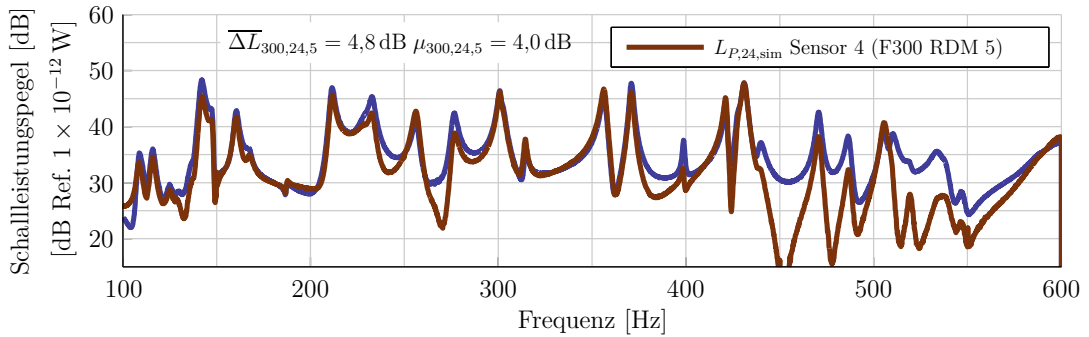
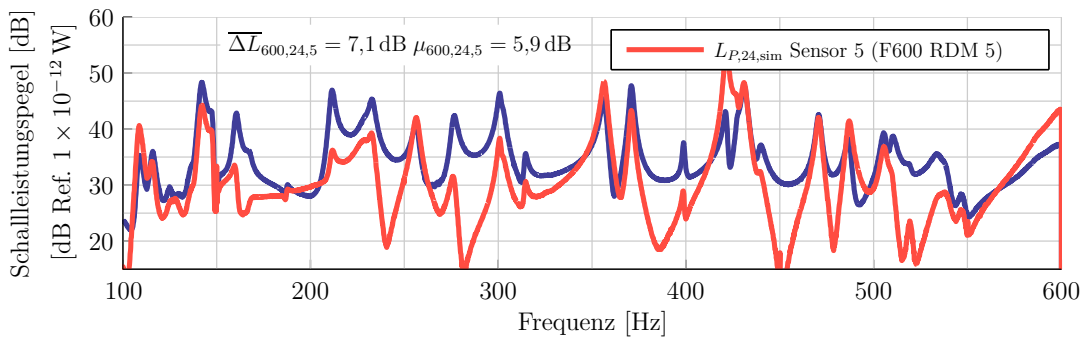
(a) SIP-Messung und $v^\dagger R v$ -Schätzung(b) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 3(c) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 4(d) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 5

Abbildung 4.4.: Vergleich der SIP-Messung mit der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistenzmatrix sowie den Sensoren drei, vier und fünf im unabgedichteten Zustand des Prüfstands

- Schallstrahlungssensor drei approximiert die Referenz, mit einer Standardabweichung von 2,8 dB, nach den gewählten Maßstäben am besten.

Der Unterschied zwischen SIP-Messung und der Schätzung basierend auf der vollständigen Schallstrahlungsresistanzmatrix ist unerwartet. Wie bereits kurz angesprochen, widerspricht dieses Resultat der Theorie wonach sich die abgestrahlten Schalleistungen eines abgedichteten und eines unabgedichteten Kolbenstrahlers nur im tieffrequenten Bereich unterscheiden. Möglicherweise ist dieses Resultat auf mehrere Ursachen zurückzuführen. Zum einen könnte es sich um einen Messfehler bei der Durchführung der Messung mit der Schallintensitätsmesssonde handeln. Diese Messung wird von Hand durchgeführt und somit ist es möglich, dass die Platte nicht immer gleichmäßig überstrichen wird. Zum anderen könnte eine veränderte Strukturodynamik infolge der Kavitätsmoden eine Auswirkung auf die Schätzung haben, da an der oberen Grenzfrequenz die Kavitätsmodendichte zunimmt, siehe Tabelle A.3.

4.1.2. Vergleich der simulierten Schalleistungsreduktion zwischen mehreren ASAC- und einer AVC-Steuerung

In diesem Abschnitt werden ausgehend von den Schallstrahlungssensoren zwei bis fünf, aktive Struktur-Akustik-Regelungen ausgelegt, simuliert und mit einem System zur aktiven Vibrationskontrolle verglichen. Maßgebliches Kriterium zur Beurteilung der Leistungsfähigkeit der unterschiedlichen Systeme ist die erreichte Reduktion des Schallleistungspegels L_P . Ergänzend werden sowohl der Abstrahlgrad σ als auch der Strukturschnellepegel L_v betrachtet. Die Auswertung hinsichtlich der Schalleistungs- und Schwingungsreduktion hat den Hintergrund, dass für viele Anwendungen, bspw. in der Luftfahrt, sowohl Schwingungs- als auch Lärmreduktion von Interesse sind [18], [29].

Die Berechnung der Steuerungen erfolgt nach den Berechnungsvorschriften aus Abschnitt 2.3. An dieser Stelle muss jedoch eine Ergänzung zur Berechnung des Sekundärsignals gemacht werden. Aufgrund der begrenzten Leistungsaufnahme der verwendeten Aktoren wird die maximal zulässige Spannung des Sekundärsignals auf 3 V begrenzt. Wird bei der Berechnung des Filters bzw. des Sekundärsignals diese Spannung überschritten, erfolgt eine Neuberechnung der Filterkoeffizienten. Dafür wird die Autokorrelationsmatrix durch Addition einer positiven Konstante auf die Hauptdiagonale so lange variiert, bis die Stellgrößenbeschränkung eingehalten wird [13]. Bei der Auslegung der Steuerungen hat ASAC zwei die Stellgrößenbeschränkung erreicht. Im Primärpfad wird für die Untersuchungen in diesem Abschnitt keine zusätzliche Verzögerung zur Beeinflussung der Kausalität berücksichtigt.

Erwartet wird eine deutlich höhere Schalleistungsreduktion der ASAC-Systeme drei und vier

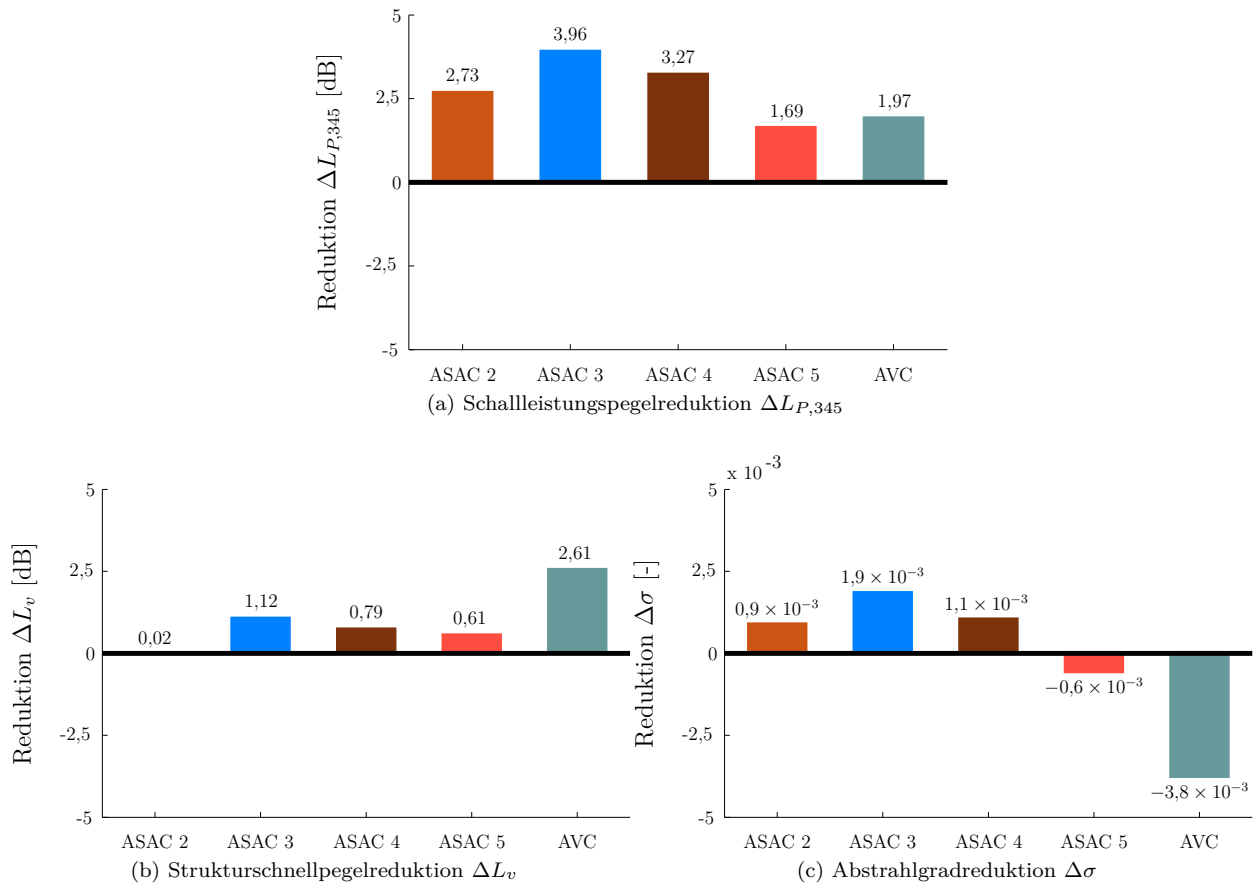


Abbildung 4.5.: Schallleistungsreduktion (a), Schwingungsreduktion (b) und Abstrahlgradreduktion (c) der ASAC-Systeme basierend auf den Sensoren zwei, drei, vier und fünf verglichen mit einem AVC-System, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.

gegenüber dem AVC-System, da direkt die Schallleistung beeinflusst wird und nicht indirekt über die Reduktion der Strukturschwingung, wie bei der AVC-Steuerung.

Abbildung 4.5 stellt die Differenz der integrierten Werte in Bezug auf Schallleistungs-, Strukturschnelle- und Abstrahlgradreduktion der unterschiedlichen Steuerungen gegenüber. Das ASAC-System basierend auf dem Schallstrahlungssensor zwei erreicht eine Reduktion des Schallleistungspegels von 2,73 dB, das System basierend auf Sensor drei eine Reduktion von 3,96 dB, ASAC vier 3,27 dB und das AVC-System 1,97 dB. Das ASAC-System fünf führt zu einer Reduktion des Schallleistungspegels von 1,69 dB.

Dieses Ergebnis bestätigt die Erwartungen nicht in vollem Umfang. Zwar erreicht die ASAC-Steuerung drei eine um knapp 2 dB höhere Schallleistungsreduktion als die AVC-Steuerung, aber die als Ziel der Arbeit formulierten 10 dB werden nicht erreicht. Auch der Unterschied

zum AVC-System ist nicht so deutlich wie erwartet. Außerdem fallen die Ergebnisse der ASAC-Systeme zwei und fünf auf. Wie im Abschnitt 4.1.1 gezeigt wurde, weicht deren Schallleistungsschätzung deutlich von der $\underline{R}(\omega)$ -Schätzung ab. Dennoch erreicht ASAC zwei, verglichen mit den ASAC-Steuerungen drei und vier, eine Schallleistungsreduktion, die nur um 1 dB bzw. 0,5 dB geringer ausfällt.

Auffällig ist, dass die ASAC-Varianten zwei bis fünf die Schwingungsamplitude der Struktur reduzieren. Dieses Ergebnis war ebenfalls nicht zu erwarten, da in der Literatur angegeben wird, dass eine Reduktion der abgestrahlten Schallleistung bei einem ASAC-System mit einer Zunahme der Schwingungsamplitude einhergehen kann, vgl. [14] oder [34]. Dieses Ergebnis ist insofern bemerkenswert, als dass der Unterschied in Bezug auf die Strukturschwingungsreduktion zur AVC-Steuerung im besten Fall nur 1,5 dB beträgt.

Die Ergebnisse der Abstrahlgradreduktion bestätigen weitestgehend die Ergebnisse der Schallleistungsreduktion. Bis auf ASAC fünf erreichen alle Steuerungen eine Reduktion des Abstrahlgrads. Dabei entspricht eine Reduktion von $1,9 \times 10^{-3}$ einer Reduktion von 25 %, umgekehrt entspricht eine Zunahme von $3,8 \times 10^{-3}$ einer Zunahme von 50 %.

Des Weiteren bleibt festzuhalten, dass mit dem AVC-System zwar eine Reduktion der abgestrahlten Schallleistung erreicht wird, aber der Abstrahlgrad zunimmt. Dieses Ergebnis bestätigt Angaben in der Literatur wonach die Schallleistungsreduktion bei AVC-Systemen ein Nebenprodukt der Schwingungsreduktion ist, vgl. [47].

Nachfolgend werden mögliche Gründe bzw. Ursachen für die unerwartet geringe Wirksamkeit der ASAC-Steuerungen diskutiert:

- Die Arbeiten nach [38] und [47] haben gezeigt, dass mit steigender Überbestimmtheit³ des Systems die Reduktion der Schallleistung abnimmt, da die Reduktion pro Fehlersignal abnimmt.
- Die große Anzahl an Eigenformen bei gleichzeitig geringer Aktoranzahl im untersuchten Frequenzband verhindert möglicherweise eine deutlichere Reduktion der Schallleistung.
- Der Einfluss der Modellfehler resultierend aus der groben Strukturdiskretisierung und der Anzahl berücksichtigter Schallstrahlungsmoden ist größer als erwartet.
- Möglicherweise verhindert die Stellgrößenbeschränkung bei ASAC zwei eine deutlichere Reduktion der Schallleistung.

³Überbestimmtheit bedeutet in diesem Zusammenhang, dass die Anzahl an Fehlersignalen resultierend aus der Anzahl berücksichtigter Schallstrahlungsmoden größer ist als die Anzahl an Aktoren.

- Die fehlende zusätzliche Verzögerung im Primärpfad könnte zu einer Verletzung der Kausalitätsbedingung und somit einer geringeren Schallleistungsreduktion führen (siehe Abschnitt 2.4 und Abschnitt 4.2.4).

Wie die Auslegung des Filters bei ASAC zwei gezeigt hat, führt ein quadratisches Optimierungsproblem (2 Fehlersignale und 2 Aktoren) dazu, dass die Stellgrößenbeschränkung erreicht wird. Mit zunehmender Überbestimmtheit des Systems, bspw. bei ASAC drei mit fünf Fehlersignalen und zwei Aktoren geht die Leistungsfähigkeit der Steuerung deutlich zurück und die Stellgrößenbeschränkung wird nicht erreicht. Dadurch reduziert sich auch die erreichbare Lärmreduktion, da die volle Leistungsfähigkeit der Aktoren nicht ausgeschöpft wird. Die Aktoranzahl wird aber nicht variiert, da diese Untersuchungen den Rahmen dieser Arbeit überschreiten würden. Trotzdem bieten quadratische Systeme ein theoretisch höheres Lärmreduktionspotential, welches in weiteren Forschungsarbeiten untersucht werden sollte.

Der Punkt der großen Modendichte im untersuchten Frequenzband verhindert wahrscheinlich ebenfalls eine größere Schallleistungsreduktion. Wie die Recherche zum Stand der Forschung gezeigt hat, erreichen einige Untersuchungen in der Literatur Schallleistungsreduktionen von ungefähr 9 dB integriert übers Frequenzband [20]. Bei einer genaueren Betrachtung dieser Ergebnisse zeigt sich jedoch, dass in den untersuchten Frequenzbändern nur wenige Moden sehr deutlich auftreten. Des Weiteren handelt es sich bei jenen Moden um besonders effizient Schallabstrahlende, wie zum Beispiel die (1,1)-Mode deren Reduktion zu einer deutlicheren Schallleistungsreduktion führt. In den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Frequenzband (100–600 Hz) treten ca. dreißig Struktureigenformen auf, wobei die besonders effizient schallabstrahlenden Moden (z.B. Mode 1 und Mode 3) unterhalb von 100 Hz liegen, wie eine numerische Modalanalyse der Platte gezeigt hat. Diese Eigenformen werden zwar noch einen Einfluss auf die Schallabstrahlung der Platte haben, da eine Schwingform für eine beliebige Frequenz eine gewichtete Summation aller Eigenformen ist. Dieser Einfluss wird mit steigender Frequenz aber geringer. Eine Tabelle mit allen berechneten Eigenfrequenzen bis 600 Hz der Platte sowie ausgewählten Eigenformen befindet sich im Anhang in Abschnitt A.4.

Ein weiterer Aspekt ist die Lage der Aktoren. Deren Position wurde nicht anhand eines akustischen Steuerbarkeitskriteriums ausgelegt, sondern nach größtmöglicher Verformung der Struktur. Möglicherweise kann dadurch nicht allen, im untersuchten Frequenzband auftretenden, besonders effizient Schall abstrahlenden Schwingformen Arbeit geleistet werden, wodurch eine stärkere Lärmreduktion verhindert wird.

Des Weiteren ist die Anzahl an Aktoren im Vergleich zu anderen Arbeiten ([3] oder [20]), in Kombination mit der großen Anzahl zu steuernder Eigenformen eher gering, denn bei [45] wird angegeben, dass für eine besonders effiziente Reduktion der Schallleistung ungefähr ein

Aktor pro zu steuernde Eigenform vorhanden sein sollte. Wie bereits erwähnt, werden in dieser Arbeit nur zwei Aktoren für dreißig Eigenformen verwendet.

Der Einfluss der Modellfehler infolge der groben Strukturdiskretisierung ist als eher gering einzuschätzen. Zum einen hat die Untersuchung in Abschnitt 3.3 gezeigt, dass der Schätzfehler mit größerer Strukturdiskretisierung nur geringfügig gegenüber der feinen Strukturdiskretisierung zunimmt. Das heißt, die Standardabweichung für die grobe Strukturdiskretisierung $\mu_{10,24,5}$ liegt nur ca. 1 dB über der Standardabweichung der feinen Strukturdiskretisierung $\mu_{10,345,5}$. Dieser Unterschied entspricht in etwa dem Unterschied der Standardabweichungen der Sensoren drei und vier, die aber nahezu die gleiche Schallleistungsreduktion erreichen. Zum anderen hat die Arbeit nach [47] gezeigt, dass bei einer Simulation mit 300 Sensorpunkten und sechs Schallstrahlungsmoden eine Reduktion von ca. 6 dB erreicht wird. Diese erheblich größere Anzahl an Messpunkten hat demnach keine wesentlich höhere Schallleistungsreduktion zur Folge.

Vorab werden das ASAC-System drei und die AVC-Steuerung eingehender betrachtet. Dafür werden die Schallleistung, die Strukturschnelle und der Abstrahlgrad über der Frequenz betrachtet. Diese Steuerungen werden ausgewählt, da sie die wesentlichen Ergebnisse widerspiegeln, ASAC drei als wirksamste Steuerung zur Schallleistungsreduktion und die AVC-Steuerung als grundsätzlich anderes Konzept.

Abbildung 4.6 (a) zeigt die berechnete Schallleistung im ungesteuerten und gesteuerten Fall für das ASAC-System drei. Es ist zu erkennen, dass nahezu jedes Schallleistungsmaximum reduziert wird. Ausnahmen liegen im Bereich von 220 Hz, 255 Hz und 550 Hz, dort wird die Schallleistung entweder nicht reduziert oder nimmt gegenüber dem ungesteuerten Fall zu. Die tatsächliche Reduktion für einzelne Frequenzen reicht von 4 dB bei 355 Hz bis 15 dB bei 360 Hz.

In Abbildung 4.6 (b) ist der berechnete Schnellepegel der Struktur zu erkennen. Zunächst fällt auf, dass im tieffrequenten Bereich die Schwingungsamplitude zunimmt, zum Beispiel um 8 dB bei 220 Hz. Im höherfrequenten Bereich (ab 350 Hz) ändert sich das Ergebnis. Dort wird für die meisten Frequenzen eine Reduktion der Schwingungsamplitude erreicht.

Bei Betrachtung des Abstrahlgrads fällt auf, dass insbesondere im Frequenzbereich unter 350 Hz eine deutliche Reduktion gegenüber dem ungesteuerten Zustand zu erkennen ist, während im Frequenzbereich oberhalb von 350 Hz, mit Ausnahme des Bereichs um 575 Hz, der Abstrahlgrad nahezu unverändert bleibt, siehe Abbildung 4.6. Zudem fällt der berechnete Abstrahlgrad bei 300 Hz auf. Scheinbar erzeugt die Steuerung für diese Frequenz eine Schwingform, die wesentlich effizienter den Schall abstrahlt.

Diese Ergebnisse führen zu der Vermutung, dass für einige Frequenzen, zum Beispiel bei 255 Hz die Steuerbarkeit verloren geht, da dort weder eine Reduktion der Schwingung noch

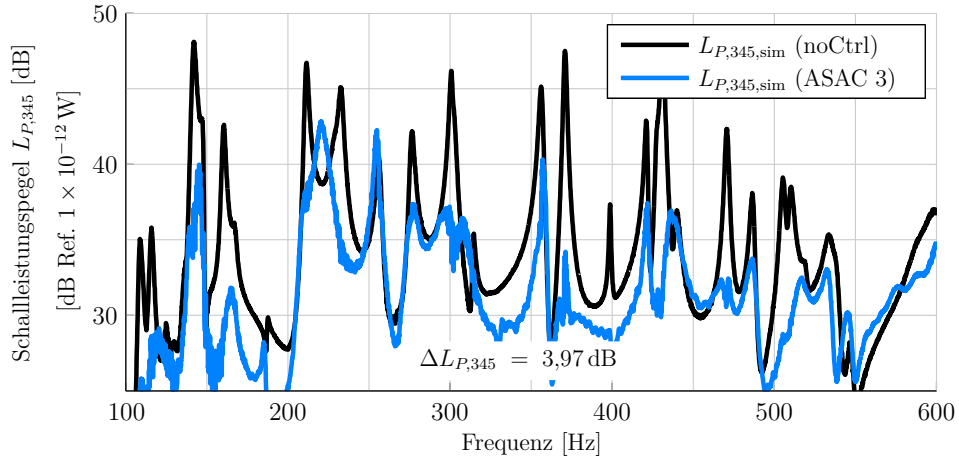
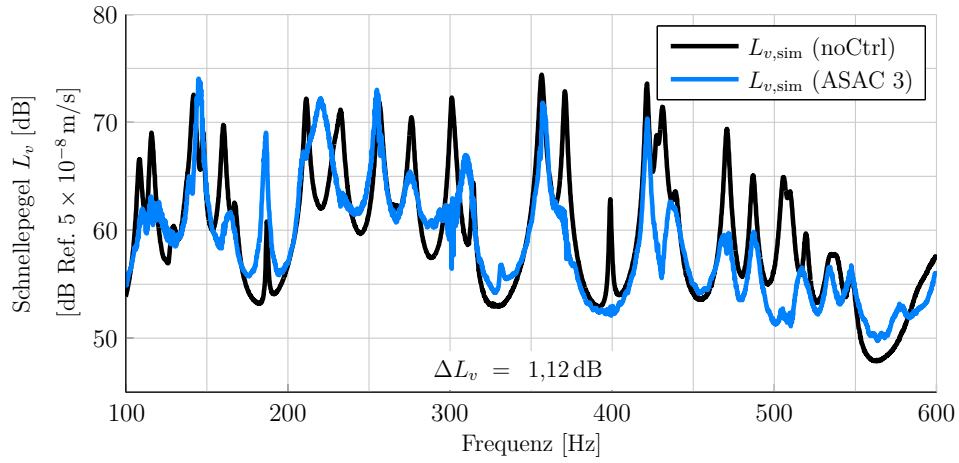
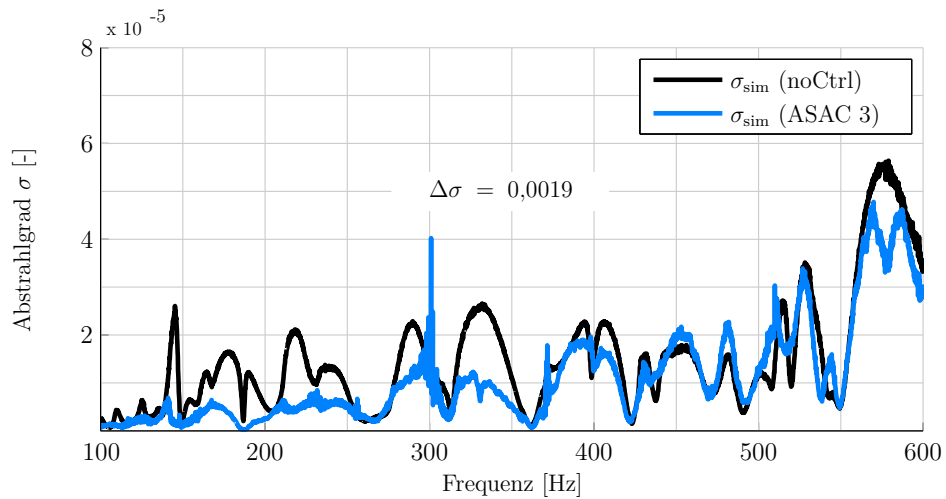
(a) Schallleistungspegel $L_{P,345}$ ASAC-Steuerung 3(b) Strukturschnellepegel L_v ASAC-Steuerung 3(c) Abstrahlgrad σ ASAC-Steuerung 3

Abbildung 4.6.: Berechneter Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 3

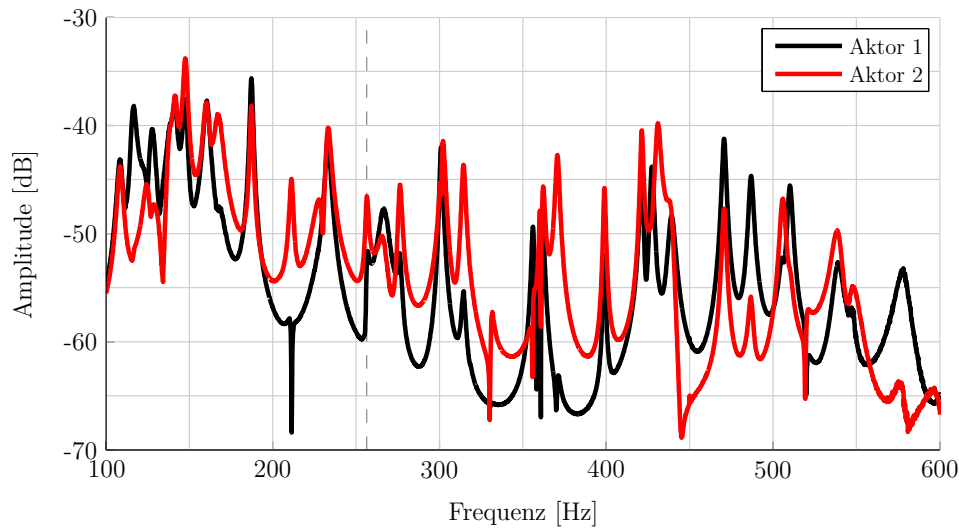


Abbildung 4.7.: Amplitudengang von Sekundäraktor 1 und 2

der Schallleistung erreicht wird. Vermutlich liegen die Aktoren für diese Schwingungsform derart ungünstig, dass keine Arbeit an der Schwingform geleistet werden kann und somit die Umstrukturierung misslingt. Unter Umständen ist nicht nur die Lage der Aktoren ein Kriterium, sondern auch die kürzeren Wellenlänge im höherfrequenten Bereich. Nach [50] führen die kürzeren Wellenlängen im höheren Frequenzbereich dazu, dass eine Beeinflussung der Biegewellen mit den Aktoren schwieriger wird. Daher wird das Ergebnis der ASAC-Steuerung drei noch eingehender untersucht, bevor auf die AVC-Steuerung eingegangen wird.

Abbildung 4.7 zeigt die gemittelten Amplitudengänge beider Aktoren. Es zeigt sich, dass mit Aktor eins die Eigenform bei 255 Hz nicht angeregt werden kann, während mit Aktor zwei die Eigenform schwach angeregt werden kann. Dieses Resultat bestätigt die Vermutung, dass das Schallleistungsmaximum bei 255 Hz aufgrund der geringen Steuerbarkeit der zugehörigen Eigenform nicht beeinflusst werden kann. Des Weiteren geht aus der Abbildung die hohe Modendichte im untersuchten Frequenzbereich hervor.

Die Zunahme der Schallleistung bei 220 Hz lässt sich damit aber nur zum Teil erklären. In Abbildung 4.8 sind die Betriebsschwingformen (engl. *Operational Deflection Shape – ODS*) der Platte für den Frequenzbereich 210–235 Hz zu sehen. Es lässt sich an Abb. 4.8 (b), (d) und (e) erkennen, dass der Steuerung in diesem Bereich eine Umstrukturierung der Schwingformen gelingt. Dieses Resultat wird auch durch den Abstrahlgrad in Abb. 4.6 (c) belegt, welcher für den gesteuerten Zustand kleiner ist als für den ungesteuerten Zustand. Dadurch wird eine Schallleistungsreduktion bei 211 Hz und 230 Hz von 5 dB bzw. 10 dB erreicht. Infolge der dafür notwendigen Schwingungsenergie kommt es bei 220 Hz zum Übersteuern und somit zur Zunahme der Schallleistung.

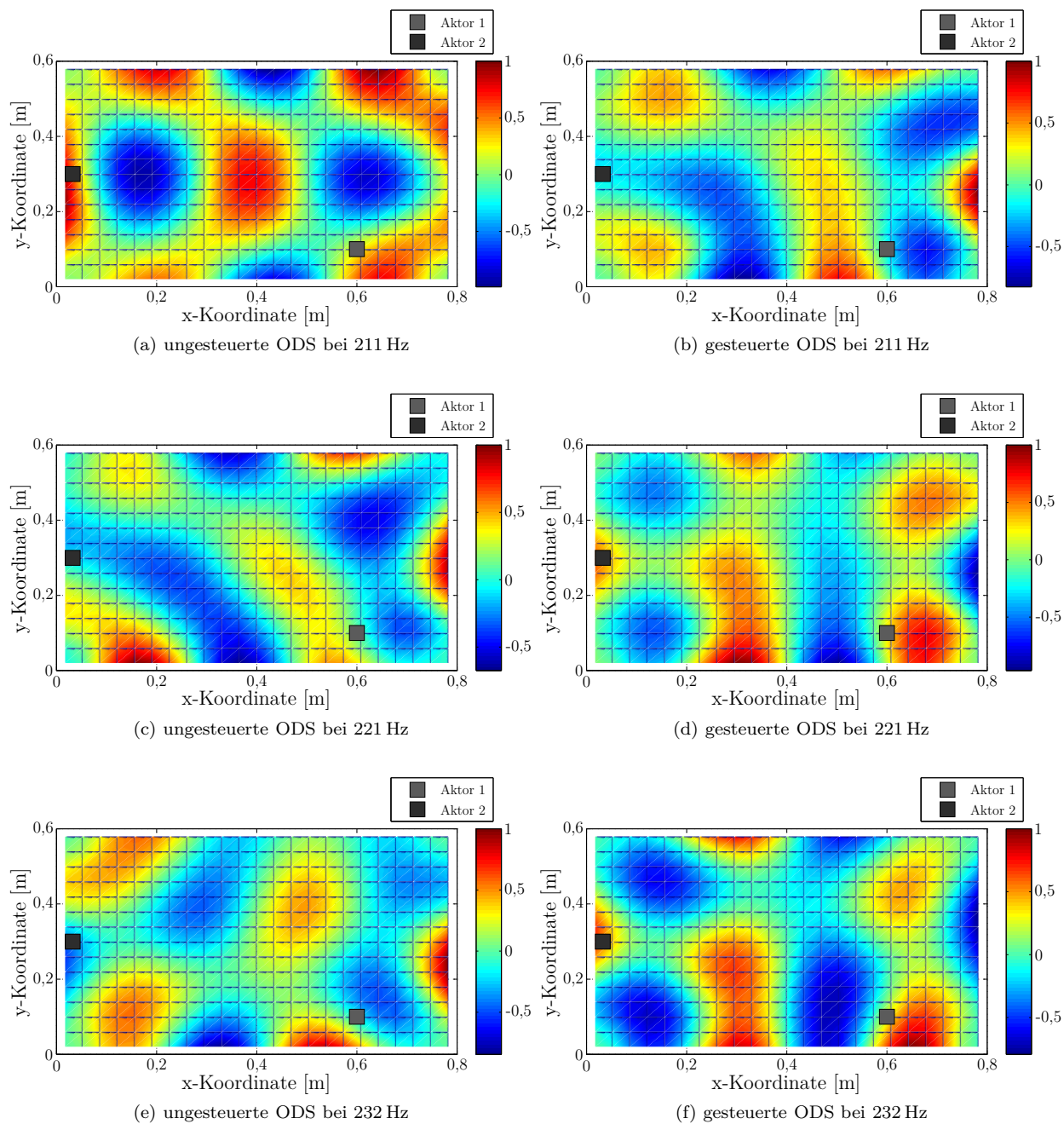


Abbildung 4.8.: Vergleich der Betriebsschwingformen im Bereich von 210 Hz bis 235 Hz mit der ASAC-Steuerung 3

In Abbildung 4.9 (a) wird der Schallleistungspegel für den gesteuerten und ungesteuerten Zustand des AVC-Systems gegenüber gestellt. Dort fällt auf, dass einige Frequenzbereiche geglättet werden, bspw. im Bereich 450–500 Hz. Dadurch entstehen Bereiche in denen die Schallleistung zunimmt (außerhalb der Schallleistungsmaxima) und abnimmt (innerhalb der Schallleistungsmaxima). Ähnliches gilt für den Bereich zwischen 275 Hz und 360 Hz.

Bei Betrachtung der Abbildung 4.9 (b) fällt auf, dass die Schwingung zwischen 450 Hz und 500 Hz außerhalb der Maxima verstärkt und innerhalb reduziert wird. Ansonsten ist festzustellen, dass nahezu alle Schwingungsmaxima reduziert werden. Dabei fällt auch hier der Unterschied sehr groß aus, während bei 505 Hz der Pegel um 15 dB reduziert wird, wird er bei 355 Hz nur um ca. 5 dB reduziert.

Bei Betrachtung der Abbildung 4.9 (c) ist zu erkennen, dass der Abstrahlgrad im Bereich um 300 Hz sowie um 500 Hz deutlich zunimmt. Damit erklärt sich auch das widersprüchliche Ergebnis bzgl. Abstrahlgrad und Schallleistungsreduktion. Die Schallleistung wird zwar reduziert, dies ist aber nur ein Nebenprodukt der Schwingungsreduktion. Für Bereiche in denen die Schwingung stark reduziert wird, wird aber die Bildung von besonders effizient schallabstrahlenden Schwingformen gefördert, vgl. [8].

Des Weiteren zeigt sich an den Abbildungen 4.6 und 4.9 sehr deutlich das unterschiedliche Prinzip dieser Steuerungen. Während die ASAC-Steuerung nahezu jedes Schallleistungsmaximum reduziert, reduziert die AVC-Steuerung nahezu jedes Schwingungsmaximum.

4.1.3. Vergleich der simulierten Schallleistungsreduktion zwischen einem ASAC-System und einem ALC-ASAC-System

Im Abschnitt 2.4 wurde angesprochen, dass das Adaptive Linear Combiner-Verfahren (kurz: *ALC-Verfahren*) ein vielversprechender Ansatz zur Optimierung des Schallstrahlungssensors mit grobem Sensornetz ist. Dadurch ließe sich möglicherweise die Referenzschallleistung besser approximieren als es die Theorie der Schallstrahlungsresistanzmatrix für die grobe Strukturdiskretisierung ermöglicht, um die Abweichungen der „klassischen“ Sensoren im höheren Frequenzbereich zu reduzieren, siehe Abschnitt 4.1.1.

Daher wird in diesem Abschnitt eine Untersuchung zur Optimierung des Schallstrahlungssensors mithilfe des ALC-Verfahrens durchgeführt. Es wird der Schallstrahlungssensor der groben Strukturdiskretisierung (24 Elementarstrahler) an einen Schallstrahlungssensor einer feineren Strukturdiskretisierung (345 Elementarstrahler) angepasst.

Da bislang ausschließlich der Schallstrahlungssensor der groben Strukturdiskretisierung ausgelegt wurde, müssen Approximationsfrequenz und Anzahl berücksichtigter Schallstrahlungsmoden

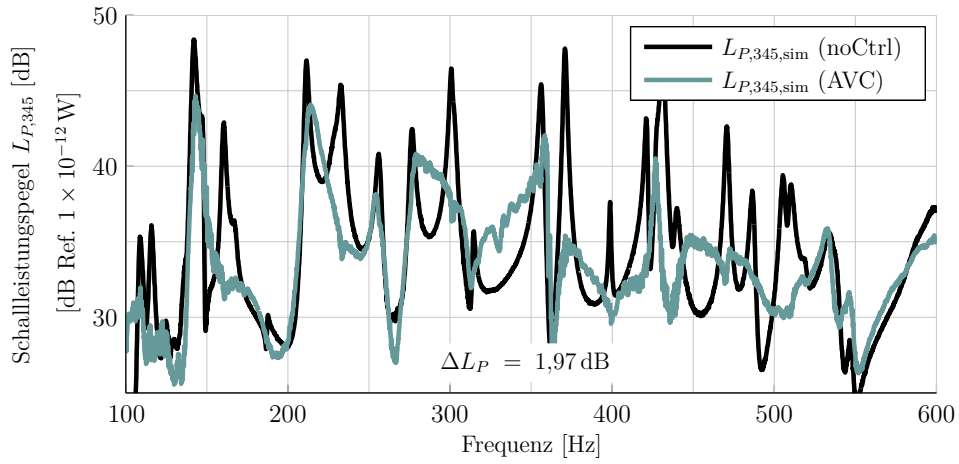
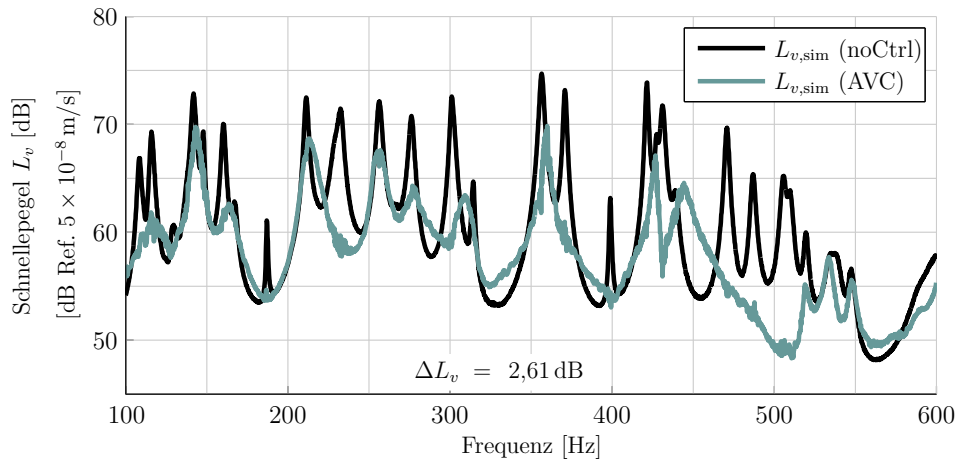
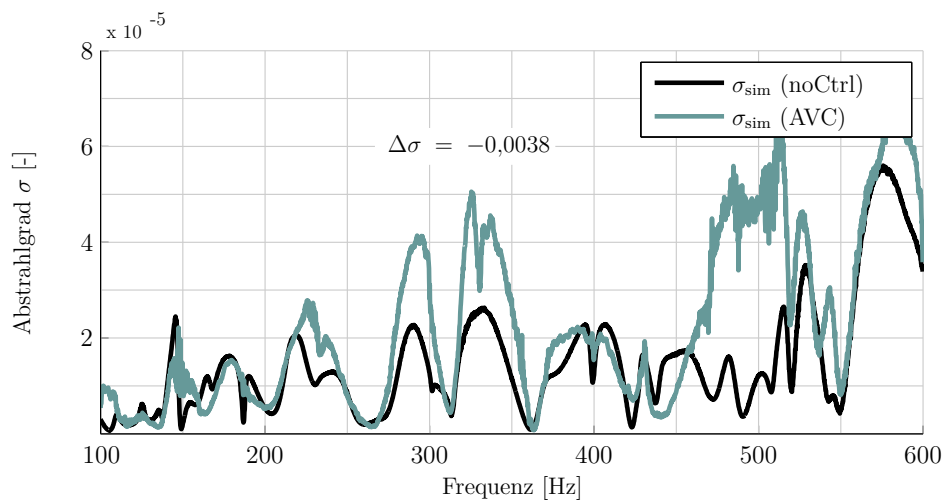
(a) Schallleistungspegel $L_{P,345}$ AVC-Steuerung(b) Strukturschnellepegel L_v AVC-Steuerung(c) Abstrahlgrad σ AVC-Steuerung

Abbildung 4.9.: Berechneter Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit dem AVC-Steuerung

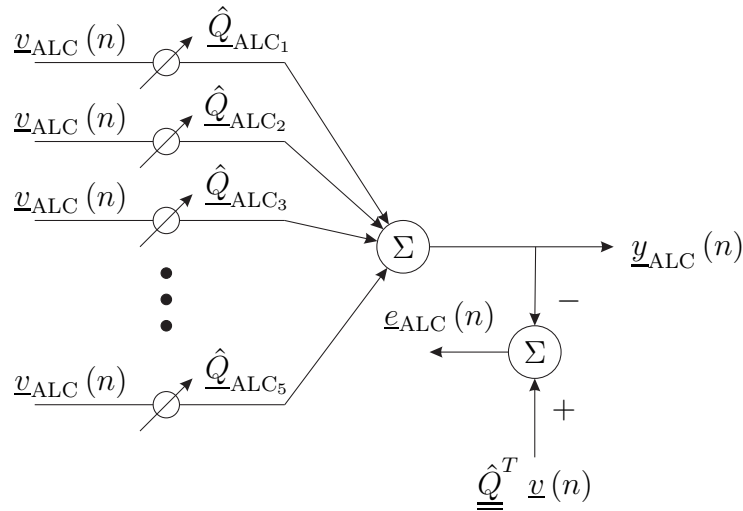


Abbildung 4.10.: Adaptive Linear Combiner Verfahren nach [54]

den der feinen Strukturdiskretisierung noch bestimmt werden. Bei Betrachtung von Abbildung 3.4 und 3.5 fällt auf, dass die Berücksichtigung von vier Schallstrahlungsmoden ausreichend scheint, da eine weitere Erhöhung keine nennenswerte Verbesserung der Schalleistungsschätzung bewirkt. Für die Schallstrahlungssensoren der groben Strukturdiskretisierung hat sich jedoch gezeigt, dass fünf Schallstrahlungsmoden den besten Kompromiss zwischen Genauigkeit der Schätzung und Komplexität des Sensors darstellen. Um die Vergleichbarkeit zwischen dem „klassischen“ Sensor und dem Optimierten zu gewährleisten, werden daher die ersten fünf Schallstrahlungsmoden der feinen Diskretisierung für das ALC-Verfahren verwendet. Für diese Schallstrahlungsmoden ergibt sich jedoch eine andere Approximationsfrequenz. Diese liegt nicht bei 10 Hz sondern bei 250 Hz. Zusammenfassend heißt das, dass für das ALC-Verfahren fünf Schallstrahlungsmoden berücksichtigt werden, die an eine Frequenz von 250 Hz berechnet werden.

Bevor auf die Auswertung eingegangen wird, wird die Berechnung der Schallstrahlungsmoden mit dem ALC-Verfahren erläutert und anschließend in einer Tabelle die Bezeichnung sowie farbliche Kodierung festgelegt. Die Ausführungen basieren auf der Arbeit nach [54].

Abbildung 4.10 zeigt den prinzipiellen Aufbau des Adaptive Linear Combiners. Generelles Ziel dieses Verfahrens ist die Anpassung eines Eingangssignals an ein sog. gewünschtes Signal durch die geeignete Einstellung von Wichtungsfaktoren. Auf die hier untersuchte Fragestellung kann dieses Verfahren folgendermaßen angepasst werden. Als Eingangssignal wird für jede zu adaptierende Schallstrahlungsmode der Vektor der 24 Geschwindigkeitsmesspunkte ($\underline{v}_{\text{ALC}}(n)$) des groben Sensornetzes verwendet. Als einzustellender Wichtungsfaktor wird für jedes Eingangssignal ein Vektor der Dimension 24×1 gewählt, welcher die anzupassende Schallstrahlungsmode ($\hat{\underline{Q}}_{\text{ALC}}$) repräsentiert.

Tabelle 4.4.: Übersicht über die durchgeführten Simulationen sowie deren grafische Darstellung

Prüfstand	Steuerung	Schallstrahlungs- sensor	grafische Darstellung
Luftspalt nicht abgedichtet	ASAC ALC	Sensor ALC	●

Das gewünschte Signal entspricht den Schallstrahlungsmoden der feinen Strukturdiskretisierung multipliziert mit den zugehörigen Geschwindigkeitsmesswerten ($\hat{\underline{\underline{Q}}}^T \underline{v}(n)$). Die Differenz beider Signal entspricht dem Fehlersignal $\underline{e}_{\text{ALC}}(n)$, welches minimiert werden soll. Das Fehlersignal hat für diese Untersuchungen folgende Form:

$$\underline{e}_{\text{ALC}}(n) = \hat{\underline{\underline{Q}}}^T \underline{v}(n) - \hat{\underline{\underline{Q}}}_{\text{ALC}}^T \underline{v}_{\text{ALC}}(n) \quad (4.4)$$

Die Minimierung erfolgt durch geeignete Variation der Matrix $\hat{\underline{\underline{Q}}}_{\text{ALC}}$ über den sog. Adaptionsalgorithmus, siehe Gleichung 4.5. Auf die Herleitung des Algorithmus aus Gleichung 2.25 wird an dieser Stelle verzichtet. Sie kann im Buch [41] oder [55] nachgeschlagen werden.

$$\hat{\underline{\underline{Q}}}_{\text{ALC}_{i+1}} = \hat{\underline{\underline{Q}}}_{\text{ALC}_i} + 2 \mu \left(\underline{e}_{\text{ALC}}(n) \underline{v}_{\text{ALC}}^T(n) \right)^T \quad (4.5)$$

In Gleichung 4.5 steht der Index i nicht für die i -te Schallstrahlungsmode, sondern für den i -ten Adaptionsschritt der Matrix der Schallstrahlungsmoden. Ausgehend von den adaptierten Schallstrahlungsmoden wird ein Schallstrahlungssensor mit dem RME-Verfahren nach Abschnitt 2.3 ausgelegt.

Die Auswertung dieses Verfahrens erfolgt analog zum vorherigen Abschnitt. Zunächst wird die Schallleistungsschätzung mit dem ALC Schallstrahlungssensor mit der Schallleistungsschätzung basierend auf der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix verglichen. Anschließend wird die Reduktion des Schallleistungspegels, des Strukturschnellepegels und des Abstrahlgrads für die ASAC-Steuerungen basierend auf dem ALC-Sensor mit der ASAC-Steuerung drei verglichen. Der Vergleich mit dieser Steuerung ist ausreichend, schließlich soll untersucht werden ob mit dem ALC-Verfahren eine größere Schallleistungsreduktion erreicht werden kann. Tabelle 4.4 verdeutlicht die Bezeichnung sowie farbliche Kennzeichnung für die folgenden Untersuchungen.

Abbildung 4.11 zeigt den Vergleich der Schallleistungsschätzung für den unabgedichteten Prüfstand.

Es ist zu sehen, dass der Schallstrahlungssensor ALC den Verlauf der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Schätzung sehr gut approximiert, ein RMS-Wert von $\overline{\Delta L}_{\text{ALC}} = 2,7 \text{ dB}$ und eine Standardabweichung von $\mu_{\text{ALC}} = 1,8 \text{ dB}$ bestätigen den visuellen Eindruck. Gegenüber dem Schallstrahlungssensor drei kann die Standardabweichung um ungefähr 1 dB reduziert werden. Nur unter 150 Hz und über

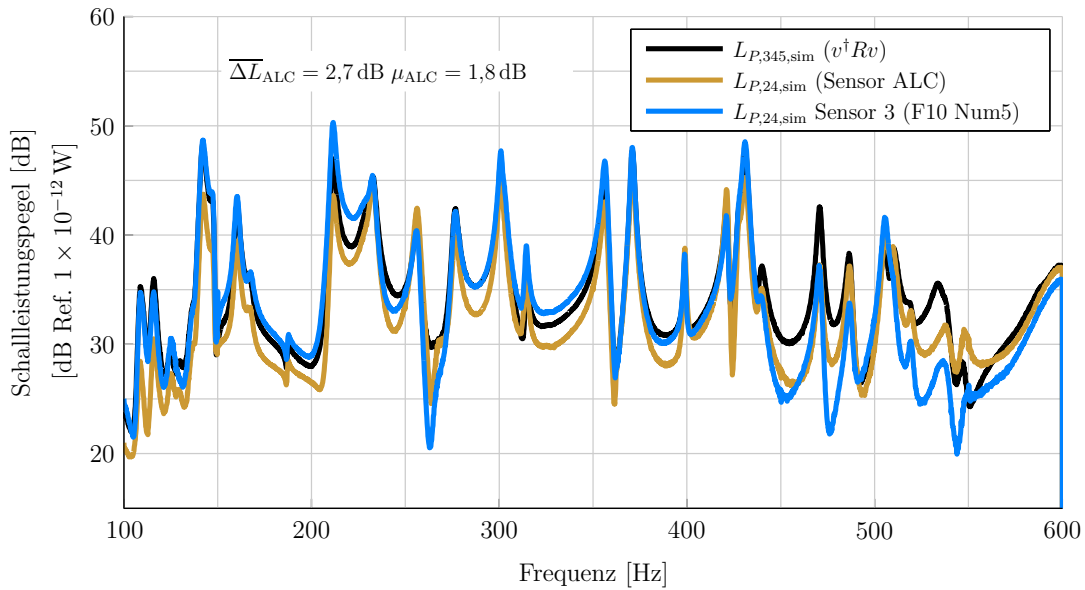


Abbildung 4.11.: Vergleich der Schalleistungsschätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix, dem Schallstrahlungssensor drei und dem Schallstrahlungssensor basierend auf dem ALC-Verfahren für den nicht abgedichteten Prüfstand

500 Hz sind größere Abweichungen zur Referenz zu erkennen. Des Weiteren ist zu erkennen, dass in den Bereichen, in denen die Schätzung mit dem Schallstrahlungssensor drei zunehmend von der Referenz abweicht (ab 450 Hz), der Schallstrahlungssensor ALC die Referenz deutlich besser approximiert.

Aufgrund der genannten Punkte bleibt festzuhalten, dass das ALC-Verfahren zur Optimierung des Schallstrahlungssensors bzgl. der Schalleistungsschätzung prinzipiell geeignet ist. Ob dieses Verfahren zu einer verbesserten Lärmreduktion führt, wird im Folgenden mit der ASAC-Steuerung ALC untersucht. Im Gegensatz zum vorherigen Abschnitt wird nicht der Vergleich zur AVC-Steuerung getroffen, sondern ausschließlich zur ASAC-Steuerung drei. Abbildung 4.12 zeigt das Simulationsergebnis.

In Abbildung 4.12 (a) ist zu erkennen, dass der Schalleistungspegel mit der ASAC-Steuerung ALC um 3,39 dB reduziert werden kann. Dieses Ergebnis entspricht weitestgehend den Erwartungen. Die Auslegung des Filters unterliegt aufgrund der Überbestimmtheit des Systems (5 Fehlersignale und 2 Aktoren) deutlicher Restriktionen, sodass die volle Leistungsfähigkeit der Steuerung nicht ausgeschöpft werden kann. Die Abstrahlgrad- und Schwingungsreduktion fällt für ASAC drei und ASAC ALC in etwa gleich aus.

Zur differenzierteren Analyse von ASAC ALC werden erneut die unterschiedlichen Resultate über der Frequenz dargestellt, siehe Abbildung 4.13. Zunächst fällt auf, dass bis auf wenige Ausnahmen jedes Schalleistungsmaximum reduziert werden kann. Ausnahmen liegen im Be-

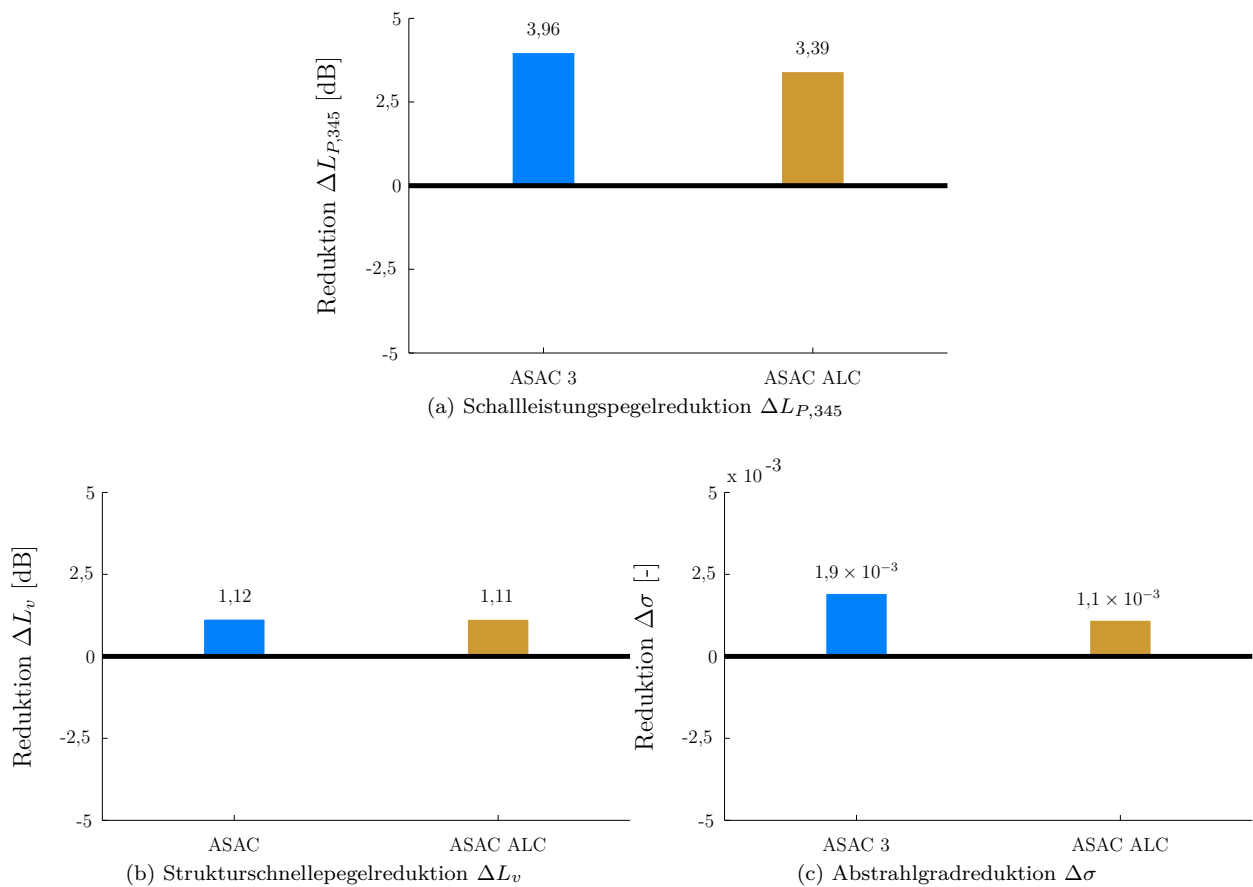


Abbildung 4.12.: Schallleistungsreduktion (a), Schwingungsreduktion (b) und Abstrahlgradreduktion (c) des ASAC-Systems drei und des ASAC-Systems basierend auf dem ALC-Sensor, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.

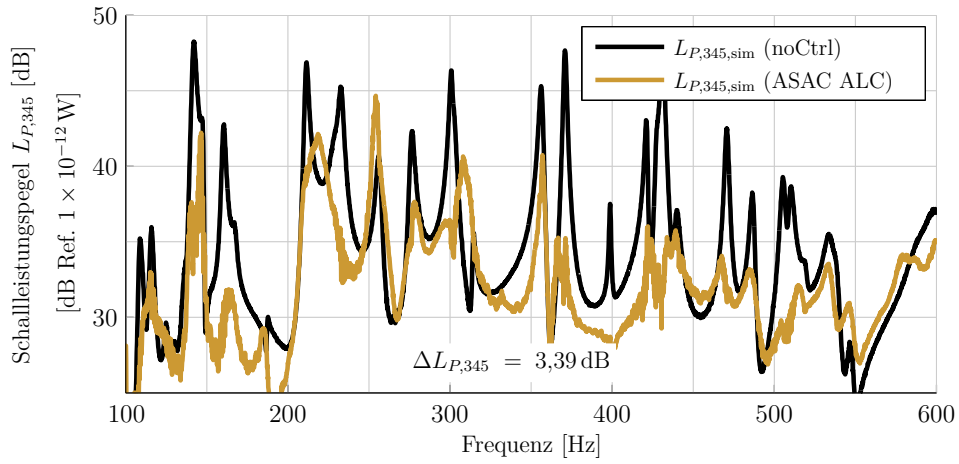
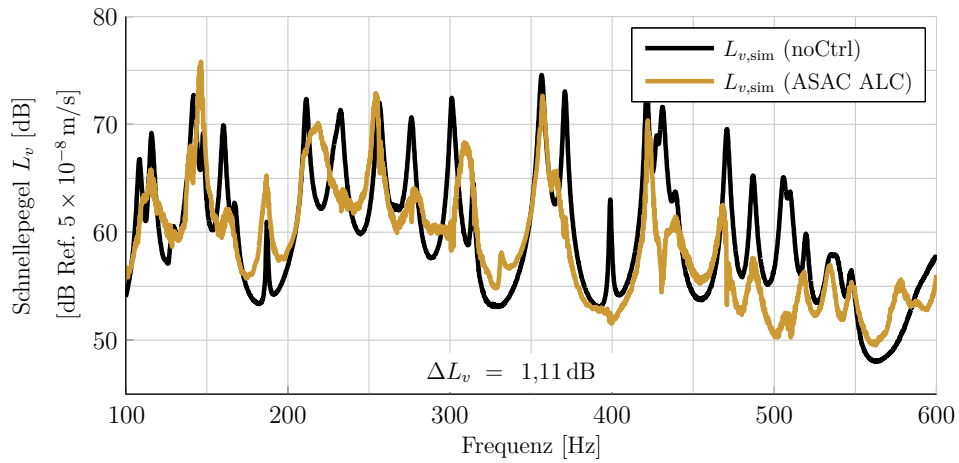
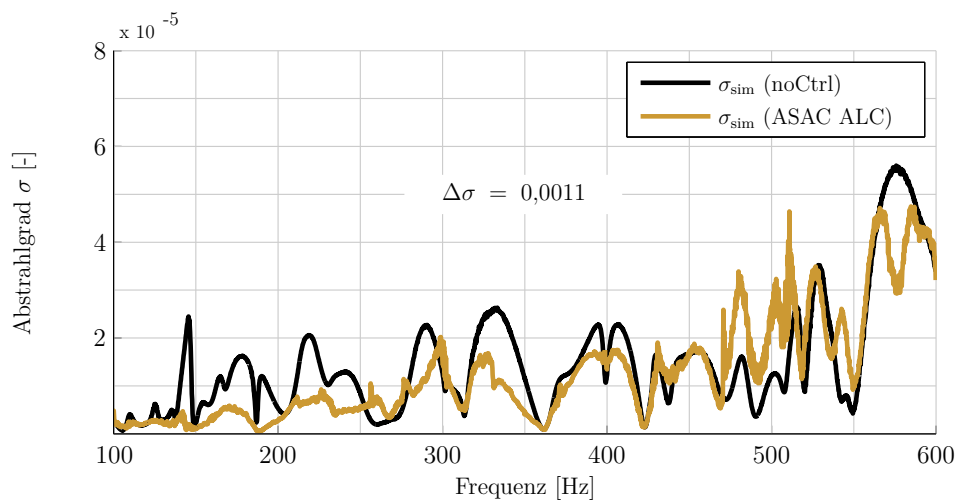
(a) Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (b) Strukturschnellepegel L_v (c) Abstrahlgrad σ

Abbildung 4.13.: Berechneter Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung ALC, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet

reich von 220 Hz, 255 Hz und 305 Hz. Dieses Ergebnis ist nahezu identisch mit ASAC drei, wobei das Übersteuern bei 255 Hz und 305 Hz bei ASAC drei geringer ausfällt. Scheinbar gelingt es der Steuerung ASAC ALC ebenfalls nicht die Schwingform bei 255 Hz umzustrukturieren, womit die Theorie, dass an dieser Schwingform infolge der Lage der Aktoren keine Arbeit geleistet werden kann, weiter erhärtet wird.

Bei Betrachtung von Abbildung 4.13 (b) fällt auf, dass für die angesprochenen Frequenzen (220 Hz, 255 Hz und 305 Hz) die Schwingungsamplitude gegenüber dem ungesteuerten Zustand unverändert bleibt oder sogar zunimmt.

Abbildung 4.13 (c) zeigt den Vergleich zwischen den Abstrahlgraden im ungesteuerten und gesteuerten Fall für die Steuerung ASAC ALC. Besonders der Bereich zwischen 475 Hz und 510 Hz ist auffällig, da der Abstrahlgrad gegenüber dem ungesteuerten Zustand zunimmt. Anscheinend misslingt die Umstrukturierung dieser Schwingformen und die Schallleistungsreduktion ist eher eine Folge der Schwingungsreduktion. Unterhalb von 360 Hz kann der Abstrahlgrad bis auf zwei Ausnahmen reduziert werden. Dabei fällt insbesondere das Ergebnis für 300 Hz auf. Für diese Frequenz hat der Abstrahlgrad bei ASAC drei deutlich zugenommen, während die Zunahme bei ASAC ALC moderat ist.

Zum Abschluss dieses Abschnitts soll ein kurzes Fazit zum Adaptive Linear Combiner-Verfahren gezogen werden. Es hat sich gezeigt, dass mit diesem Verfahren die Schallleistungsschätzung gegenüber dem Schallstrahlungssensor basierend auf der Theorie der Schallstrahlungsresistanzmatrix verbessert werden kann. Dieses Ergebnis führt zu weiteren Fragestellungen bzw. potentiellen Einsatzmöglichkeiten.

Zunächst sei die Schallleistungsschätzung mit dem Sensor zwei angesprochen. Wie in Abschnitt 4.1.1 deutlich geworden ist, zeigt dieser Sensor eine vergleichsweise schlechte Approximation der Referenzschallleistung. Daher stellt sich die Frage, ob die Schallleistungsschätzung dieses Sensors mit dem ALC-Verfahren optimierbar wäre. Diese Frage ist besonders interessant für die zukünftige technische Realisierung von Schallstrahlungssensoren bzw. ASAC-Steuerungen. Dadurch könnte der Hardwarebedarf in Form von zwei Aktoren gering gehalten und gleichzeitig die volle Leistungsfähigkeit der Steuerung ausgeschöpft werden. Denn eine quadratische Steuerungsaufgabe bietet das größte Potential bei der Lärmreduktion.

Des Weiteren ist die Verwendung des ALC-Verfahrens bei komplexeren Strukturen, für die die Schallstrahlungsresistanzmatrix unbekannt ist, interessant. Dadurch ließen sich Schallstrahlungssensoren für solche Strukturen auch ohne die Generierung eines Modalmodells der Struktur auslegen.

In diesem Zusammenhang stellt sich die Frage, ob mit dem ALC-Verfahren die Auslegung eines Schallstrahlungssensors zur Laufzeit möglich ist. Dadurch könnten sich die Sensoren an unterschiedliche Betriebszustände (z.B. Start, Reiseflug und Landung eines Flugzeugs)

anpassen und sie müssten nicht breitbandig ausgelegt werden, womit eine potentiell größere Lärmreduktion möglich wäre.

Diese Fragestellungen überschreiten jedoch den zeitlichen Rahmen dieser Arbeit und sollten daher in weiteren Forschungsarbeiten untersucht werden.

4.1.4. Untersuchung zum Einfluss der Stellgrößenbeschränkung

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der Stellgrößenbeschränkung auf die erreichbare Lärmreduktion untersucht. Wie bereits im Abschnitt 4.1.2 angesprochen, hat die ASAC-Steuerung zwei bei der Auslegung des Filters die Stellgrößenbeschränkung erreicht. Daraus ergibt sich die Frage, ob mit einer unbegrenzten Stellgröße eine größere Reduktion des Schalleistungspegels erreicht werden kann.

Die folgende Untersuchung unterliegt der Annahme, dass die Aktoren linear sind, obwohl über die vorgeschriebene Stellgrößenbeschränkung hinaus angesteuert wird. Dadurch kann gezeigt werden, wieviel Potential in der Steuerung bei Verwendung von stärkeren Aktoren steckt.

Die Vermutung ist, dass infolge der unbeschränkten Stellgröße prinzipiell eine größere Lärmreduktion möglich ist. Aufgrund der vergleichsweise schlechten Schalleistungsschätzung mit Sensor zwei ist davon auszugehen, dass die potentiell größere Lärmreduktion nur in der Berechnung der Schalleistung für die grobe Strukturdiskretisierung sichtbar wird. Deshalb wird im Folgenden zusätzlich die Schalleistungsreduktion der groben Strukturdiskretisierung ausgewertet.

In Abbildung 4.14 ist der Vergleich zwischen der ASAC-Steuerung zwei mit und ohne Stellgrößenbegrenzung dargestellt.

Wie mit Abbildung 4.14 (b) gezeigt werden kann, kann infolge einer unbegrenzten Stellgröße prinzipiell eine erhöhte Schalleistungsreduktion erreicht werden. Im Vergleich zum Ausgangssystem wird eine um ca. 4,3 dB größere Reduktion erreicht. Dabei ist festzustellen, dass der Schwingungspegel der Struktur im Vergleich zum Ausgangssystem um 2,7 dB zunimmt. Die erhöhte Schalleistungsreduktion spiegelt sich auch im Abstrahlgrad wieder. Dessen Reduktion fällt für das System ohne Stellgrößenbeschränkung etwas größer aus als für die beschränkte Steuerung.

Wie bereits vermutet, zeigt sich die erhöhte Schalleistungsreduktion jedoch nicht in der Berechnung der Schalleistung basierend auf der vollständigen Schallstrahlungsresistanzmatrix für die feine Strukturdiskretisierung, siehe Abbildung 4.14. Dort zeigt sich gegenüber dem ungesteuerten System eine Zunahme der Schalleistung um ca. 1,3 dB.

Aus dieser Analyse kann folgendes festgehalten werden. Mit leistungsfähigeren Aktoren ist prinzipiell eine höhere Schalleistungsreduktion bei ansonsten unveränderter Systemkonfigura-

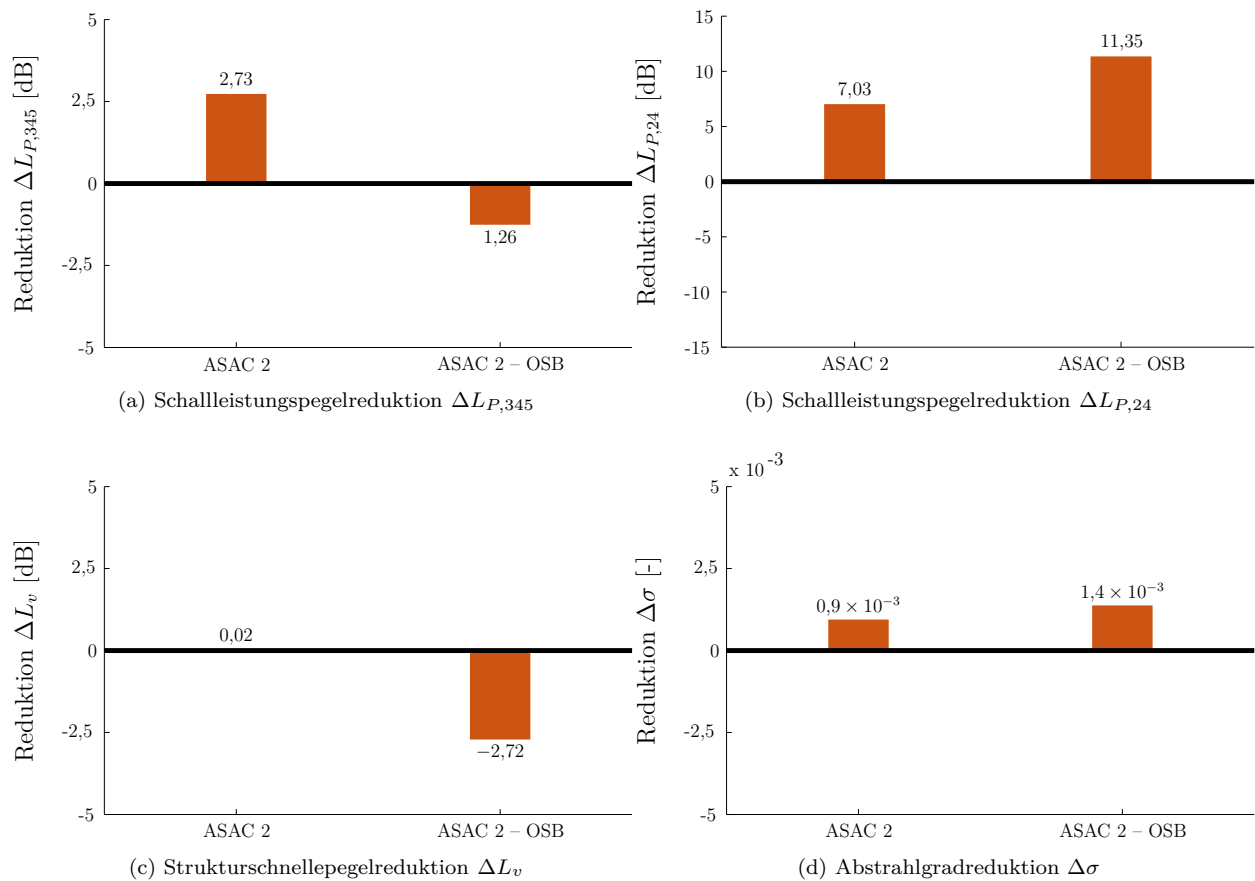


Abbildung 4.14.: Schalleistungsreduktion $\Delta L_{P,345}$ (a), Schalleistungsreduktion $\Delta L_{P,24}$ (b), Schwingungsreduktion ΔL_v (c) und Abstrahlgradreduktion $\Delta \sigma$ (d) des ASAC-Systems zwei mit (ASAC 2) und ohne Stellgrößenbeschränkung (ASAC 2 - OSB), Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.

tion möglich. Wichtige Voraussetzung dafür ist jedoch eine möglichst genaue Approximation der Schalleistung der Struktur.

Da im Rahmen dieser Arbeit die Anzahl der Aktoren und der Aktortyp an sich nicht verändert wird, wird auf eine experimentelle Untersuchung der unbegrenzten Stellgröße verzichtet.

4.1.5. Zusammenfassung der Ergebnisse der simulativen Vorauslegung

In diesem Abschnitt werden die wichtigsten Erkenntnisse der simulativen Vorauslegung der Schallstrahlungssensoren und der ASAC-Steuerungen kurz zusammengefasst.

- Die Elementarstrahlermethode lässt sich, auch bei einer Randbedingungsverletzung in Form eines nicht abgedichteten Luftspalts am Rande der Struktur gegenüber der zugrunde liegenden Theorie des Rayleigh-Integrals, zur Schätzung der abgestrahlten Schalleistung verwenden. Dabei hat sich besonders im tieffrequenten Bereich eine gute Übereinstimmung mit einer gemessenen Schalleistung desselben Prüfstands gezeigt. Im höherfrequenten Bereich zeigten sich Abweichungen von 10–15 dB zwischen Messung und Schätzung.
- Mit einer ASAC-Steuerung basierend auf Schallstrahlungsmoden kann auch bei stochastischer Anregung der schwingenden Struktur, hoher Modendichte und vergleichsweise geringer Anzahl an Aktoren eine deutliche Schalleistungsreduktion erreicht werden.
- Mit einer ASAC-Steuerung basierend auf Schallstrahlungsmoden, die mit dem ALC-Verfahren berechnet werden, kann eine, bei ansonsten gleichen Rahmenbedingungen, bessere Schalleistungsschätzung erreicht werden als es mit einem Schallstrahlungssensor, der auf der Elementarstrahlermethode beruht.
- Durch die Verwendung von leistungsfähigeren Aktoren ist prinzipiell eine größere Lärmreduktion möglich. Wichtige Voraussetzung dafür ist jedoch, dass die Schalleistungsschätzung des Sensors die Realität möglichst genau approximiert.
- Die als Ziel dieser Arbeit festgelegten 10 dB Schalleistungsreduktion werden mit keiner der untersuchten ASAC-Steuerungen für die gewählte Systemkonfiguration erreicht.

4.2. Experimentelle Umsetzung des Schallstrahlungssensors

Nachdem im vorherigen Abschnitt die simulative Vorauslegung des Schallstrahlungssensors und der darauf basierenden ASAC-Steuerungen erläutert wurde, werden in diesem Abschnitt die Ergebnisse der experimentellen Überprüfung vorgestellt und diskutiert. Die Reihenfolge der Experimente orientiert sich am vorherigen Abschnitt. Das heißt, zunächst wird die Schätzung der Schalleistung mit den Schallstrahlungssensoren im Experiment überprüft. Anschließend werden die verschiedenen ASAC-Steuerungen experimentell realisiert. Konkret werden folgende Experimente durchgeführt:

- Vergleich der Schätzung der Schalleistung mit $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix, Schallstrahlungssensor zwei und drei und einer SIP-Messung (Abschnitt 4.2.1).
- Vergleich der Schalleistungsreduktion zwischen den ASAC-Steuerungen zwei bis fünf und einem AVC-System (Abschnitt 4.2.2).
- Vergleich der Schalleistungsreduktion zwischen einem ASAC-System basierend auf Schallstrahlungsmoden durch Singulärwertzerlegung der $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix und einem ASAC-System basierend auf Schallstrahlungsmoden optimiert durch das ALC-Verfahren (Abschnitt 4.2.3).
- Untersuchungen zum Einfluss des Kausalitätsaspekts bei der ASAC-Steuerung zwei (Abschnitt 4.2.4).

Tabelle 4.5.: Übersicht über die untersuchten Schallstrahlungssensoren und deren Schallleistungsschätzungen im Experiment

Prüfstand	Steuerung	Schallstrahlungssensor	grafische Darstellung	Bezeichnung der Schallleistung
Luftspalt nicht abgedichtet	ASAC 2	Sensor 2	●	$L_{P,24,\text{exp}}$
		Sensor 2 DSP	●	$L_{P,\text{DSP}}$
	ASAC 3	Sensor 3	●	$L_{P,24,\text{exp}}$
		Sensor 3 DSP	●	$L_{P,\text{DSP}}$
	ASAC 4	Sensor 4	●	$L_{P,24,\text{exp}}$
	ASAC 5	Sensor 5	●	$L_{P,24,\text{exp}}$
	AVC	-	●	$L_{P,24,\text{exp}}$

4.2.1. Experimentelle Analyse der Schallleistungsschätzungen der Schallstrahlungssensoren

Wie bereits angesprochen, erfolgt in diesem Abschnitt die experimentelle Überprüfung der Schallleistungsschätzung mit den verschiedenen Schallstrahlungssensoren. Im Gegensatz zur Simulation wird sich für die experimentelle Analyse auf die Schallstrahlungssensoren zwei und drei beschränkt. Deren Analyse ist ausreichend, da bereits gezeigt werden konnte, dass die Auslegung der Sensoren basierend auf den Ergebnissen der Parameterstudie korrekt ist.

Im Unterschied zur Simulation werden bei der experimentellen Überprüfung der Schallleistungsschätzung der Schallstrahlungssensoren zwei verschiedene Schätzungen ausgewertet. Zum einen wird, analog zum vorherigen Abschnitt, die Schallleistungsschätzung basierend auf einer LSV-Messung und der groben Strukturdiskretisierung nach Gleichung 2.19 ausgewertet und zum anderen die Schallleistungsschätzung basierend auf den Schallstrahlungssensoren, die auf dem DSP-System implementiert werden, nach Gleichung 2.27. Deren Schallleistungsschätzung wird ab hier als $L_{P,\text{DSP}}$ bzw. die zugehörige Reduktion als $\Delta L_{P,\text{DSP}}$ bezeichnet. Die Messung der DSP-Schallleistungsschätzung erfolgt durch eine Strukturbeschleunigungsmessung mit anschließender numerischer Integration und Filterung mit dem digitalen Schallstrahlungssensor. In Tabelle 4.5 wird der besseren Lesbarkeit halber die farbliche Kodierung der unterschiedlichen Schallstrahlungssensoren sowie der zugehörigen Schallleistungsschätzungen dargestellt.

In Abbildung 4.15 (a) ist der Vergleich zwischen der SIP-Messung der untersuchten Struktur und der Schätzung basierend auf der vollständigen $\underline{\underline{R}}(\omega)$ -Matrix dargestellt. Dieses Ergebnis bestätigt weitestgehend die Resultate der Simulation. Es gibt jedoch im Bereich von 525 Hz einen sehr deutlichen Unterschied zur Simulation. Dort stimmten die mit der Simulation geschätzte Schallleistung und die gemessene Schallleistung nicht überein. Im Experiment ist der Unterschied nicht ganz so deutlich, wenngleich auch im Experiment ein Unterschied von 5 dB

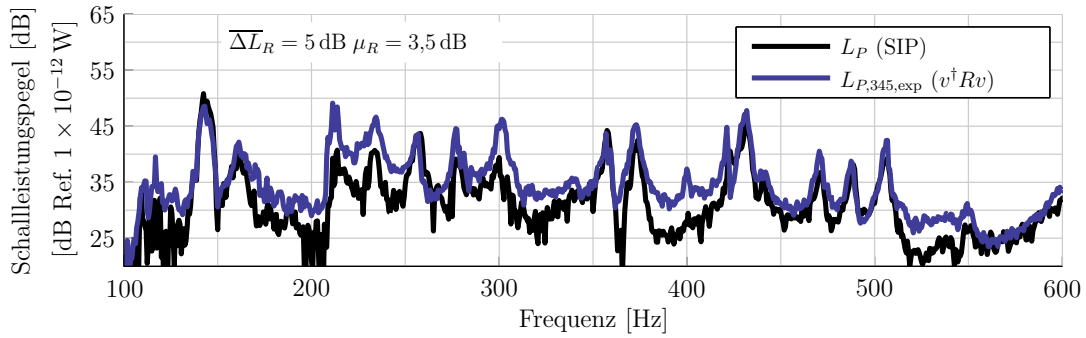
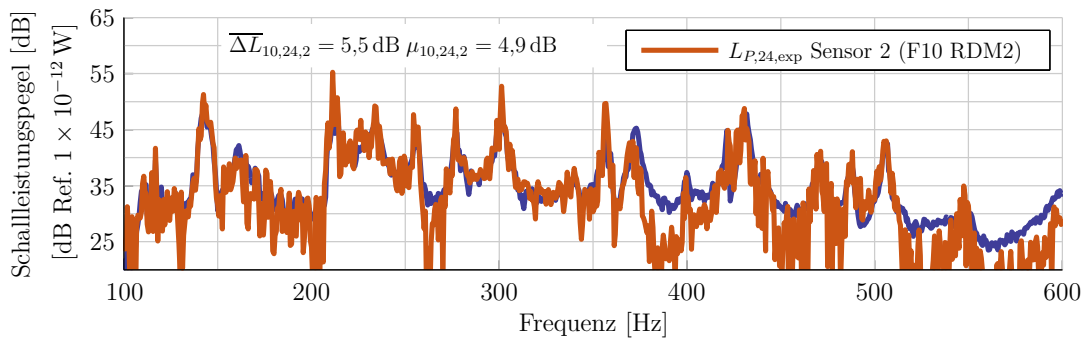
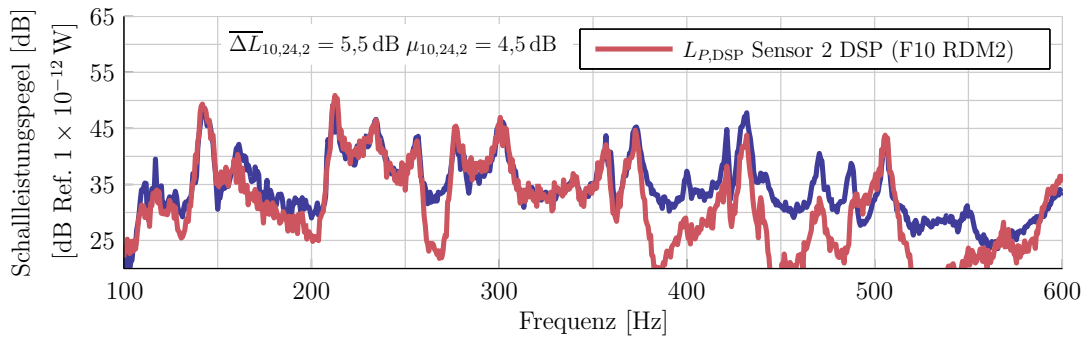
(a) SIP-Messung und $v^\dagger R v$ -Schätzung(b) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 2(c) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 2 mit dem DSP-System

Abbildung 4.15.: Vergleich der SIP-Messung mit der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistenzmatrix sowie dem Schallstrahlungssensor zwei im Experiment

zu erkennen ist. Außerdem fällt auf, dass die gemessene Schalleistung über den gesamten Frequenzbereich überschätzt wird. Dieses Ergebnis zeigte sich bereits in den Simulationen, siehe Abb. 4.1. Dabei sind Unterschiede von bis zu 5 dB, zum Beispiel um 400 Hz, zu erkennen. Dieses Resultat ist zu einem gewissen Anteil auf die SIP-Messung zurückzuführen. Wie dem Datenblatt zu entnehmen ist, liegt die Wiederholgenauigkeit der Sonde im Bereich von ± 1 dB und kann die Messung dadurch beeinflussen, siehe [7]. Dies reicht aber nicht aus um den Unterschied vollständig zu erklären. Zur detaillierten Analyse dieses Ergebnisses sind daher weitere Untersuchungen durchzuführen, die jedoch den Rahmen dieser Arbeit überschreiten würden. In Abbildung 4.15 (b) ist die Schätzung mit Sensor zwei zu sehen. Besonders auffällig ist das starke Rauschen im Bereich bis 200 Hz sowie ab 450 Hz. Dieses Rauschen ist eine Folge der stochastischen Anregung und der Berechnung der Schalleistung mit dem Sensor zwei. Da dieser Sensor nur zwei Schallstrahlungsmoden zur Schätzung der Schalleistung berücksichtigt, wird bei der Berechnung dieser auch nur über die zwei Signale der zwei Schallstrahlungsmoden gemittelt. Überraschend ist zudem, dass der RMS-Wert $\overline{\Delta L}_{10,24,2} = 5,5$ dB und die Standardabweichung $\mu_{10,24,2} = 4,9$ dB für diese Messung betragen und somit unterhalb der Werte der Simulation liegen. Dieses Resultat ist zum einen auf den Unterschied zwischen der simulierten und der gemessenen Referenzschalleistung zurückzuführen. Wie bereits angesprochen, ergeben sich für Simulation und Messung Unterschiede im Bereich von 525 Hz. Dadurch fällt die Differenz zwischen der Approximation und der Referenz in der Messung etwas geringer aus, sodass sich eine geringere Standardabweichung ergibt. Zum anderen fällt die Approximation der Referenz im Bereich 475–500 Hz etwas besser aus als in der Simulation.

Abbildung 4.15 (c) stellt die Schätzung der Schalleistung mit dem DSP-Sensor zwei dar. Diese Schalleistungsschätzung ist glatter, da bei der Messung ein Zeitsignal aufgenommen wird, das deutlich länger ist. Dadurch kann nach der Transformation in den Frequenzbereich häufiger gemittelt werden. Es ergibt sich für RMS-Wert und Standardabweichung ein nahezu identisches Ergebnis zur Abbildung 4.15, wobei die Standardabweichung etwas geringer ausfällt. Weiterhin lässt sich an dieser Messung eine gute Übereinstimmung zur Simulation erkennen, insbesondere für den Bereich zwischen 210 Hz und 360 Hz.

Abbildung 4.16 zeigt den Vergleich der Schalleistungsschätzungen mit dem Schallstrahlungssensor drei. In Abbildung 4.16 (b) ist zu sehen, dass der Einfluss des Rauschens gegenüber der Schätzung mit Sensor zwei geringer ist. Dies resultiert aus der Mittelung über fünf Schallstrahlungsmoden bei der Berechnung der Schalleistung. Eine visuelle Beurteilung des Verlaufs ist dennoch schwierig, da die Referenz nahezu vollständig überdeckt wird. Die Ergebnisse bzgl. RMS-Wert und der Standardabweichung zeigen jedoch eine gute Übereinstimmung mit den entsprechenden Werten der Simulation. Dadurch kann auf eine gute Übereinstimmung zwischen Referenz und Approximation geschlossen werden. Bei Betrachtung von Abb. 4.16 (c)

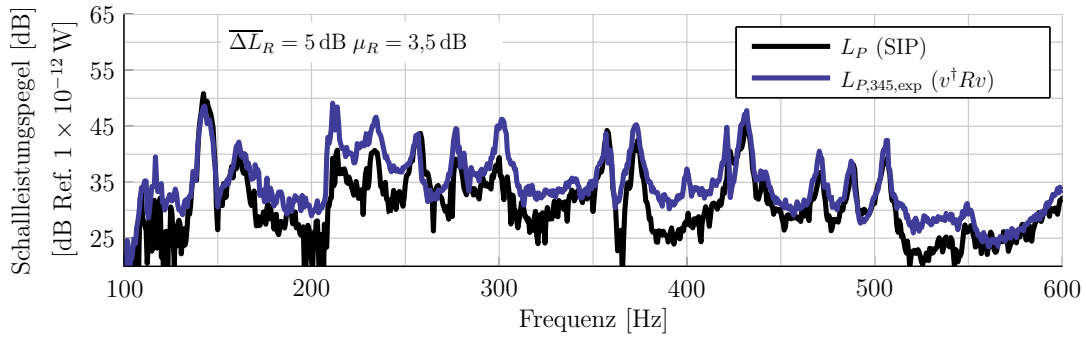
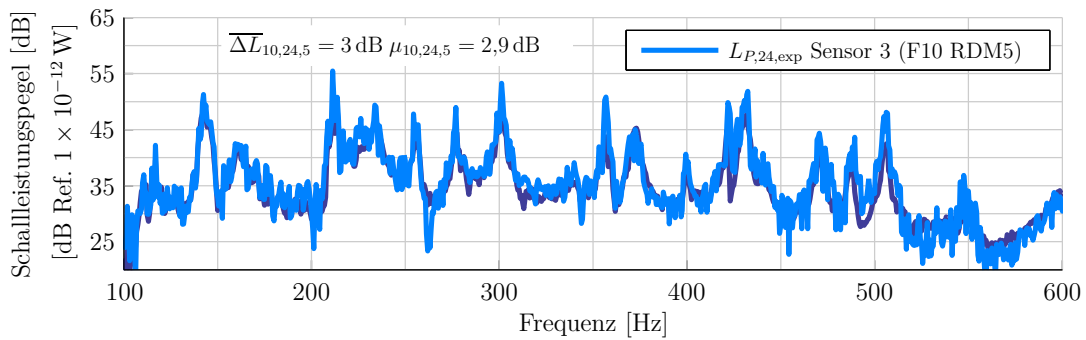
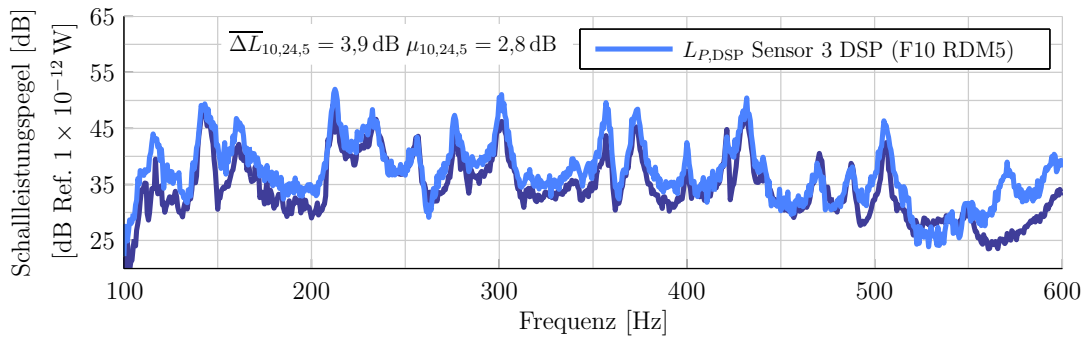
(a) SIP-Messung und $v^\dagger R v$ -Schätzung(b) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 3(c) $v^\dagger R v$ -Schätzung und Sensor 3 mit dem DSP-System

Abbildung 4.16.: Vergleich der SIP-Messung mit der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistenzmatrix sowie dem Sensor drei

fällt auf, dass der RMS-Wert gegenüber der Simulation um ca. 1 dB abweicht. Möglicherweise ist der Bereich um 570 Hz für dieses Resultat verantwortlich. Dort ergibt sich ein Unterschied von ungefähr 10 dB zwischen Messung und Approximation. Dennoch kann festgehalten werden, dass sich die grundsätzlichen Ergebnisse der Simulation auch für den Schallstrahlungssensor drei bestätigen.

Die wichtigsten Punkte aus den vorherigen Betrachtungen können folgendermaßen zusammengefasst werden:

- Bei den Simulationen wurde ein Unterschied zwischen gemessener Schallleistung und geschätzter Schallleistung im Bereich um 525 Hz festgestellt. Dort zeigten sich deutliche Unterschiede zwischen den Schallleistungsverläufen. Dieser Unterschied kann im Experiment nicht bestätigt werden.
- Im Experiment kann die Vorhersage aus der Simulation und der Parameterstudie, wonach der Schallstrahlungssensor drei die abgestrahlte Schallleistung der untersuchten Platte am besten schätzt, bestätigt werden.

4.2.2. Vergleich der Schallleistungsreduktion zwischen mehreren ASAC- und einem AVC-System im Experiment

Nachdem im vorherigen Abschnitt gezeigt wurde, dass die Schätzung der Schallleistung mit den Sensoren zwei und drei im Experiment eine gute Übereinstimmung mit den Simulationsergebnissen zeigt, werden in diesem Abschnitt die experimentellen Ergebnisse der ASAC-Steuerungen zwei bis fünf sowie des AVC-Systems untersucht. Die Auswertung erfolgt analog zu den Simulationen. Maßgebliches Kriterium zur Beurteilung der Systeme ist die Reduktion des Schallleistungspegels ΔL_P , zusätzlich erfolgt die Auswertung bzgl. der Reduktion des Strukturschnellepegels ΔL_v sowie des Abstrahlgrads $\Delta \sigma$. Zusätzlich zur Berechnung der Schallleistung über die Schallstrahlungsresistanzmatrix der feinen Strukturdiskretisierung wird im Experiment die Schallleistung mithilfe der Schallintensitätsmesssonde und anschließender Integration über die durchstrahlte Fläche bestimmt. Die Ergebnisse der Schallintensitätssonde sind unter dem Aspekt zu betrachten, dass die Wiederholgenauigkeit der Sonde ± 1 dB beträgt [7].

Da sich in den Simulationen ASAC drei als leistungsfähigstes System in Bezug auf die Schallleistungsreduktion herausgestellt hat, wird dies auch im Experiment erwartet. Des Weiteren wird erwartet, dass die Ergebnisse etwas geringer ausfallen als in den Simulationen aufgrund der Umgebungseinflüsse im Experiment, z.B. durch Messrauschen, oder der im Systemmodell nicht enthaltenen Komponenten, wie zum Beispiel der analogen Anti-Aliasing Filter.

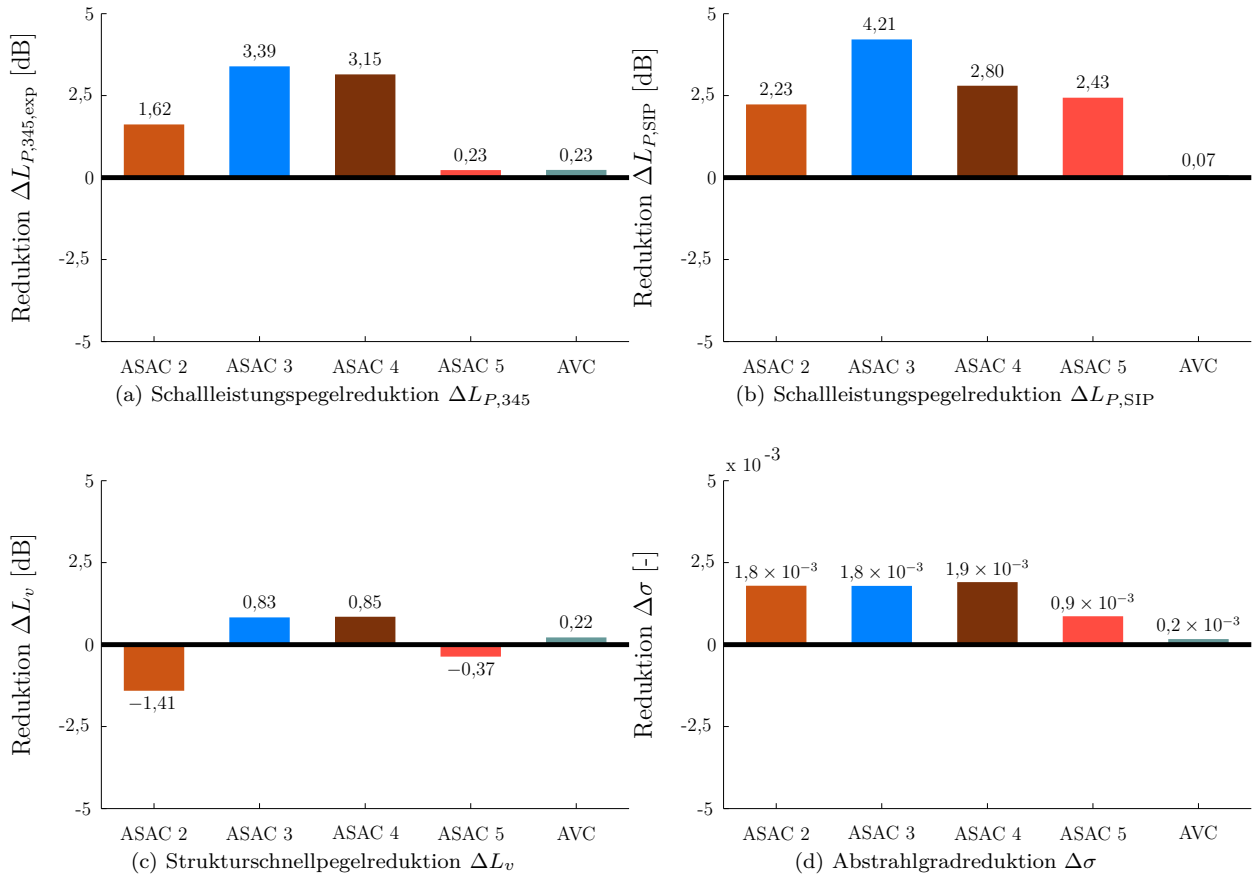


Abbildung 4.17.: Schalleistungsreduktion (a) berechnet über Schallstrahlungsresistanzmatrix, Schalleistungsreduktion (b) gemessen mit SIP, Schwingungsreduktion (c) und Abstrahlgradreduktion (d) der ASAC-Systeme basierend auf den Sensoren zwei, drei, vier und fünf verglichen mit einem AVC-System, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.

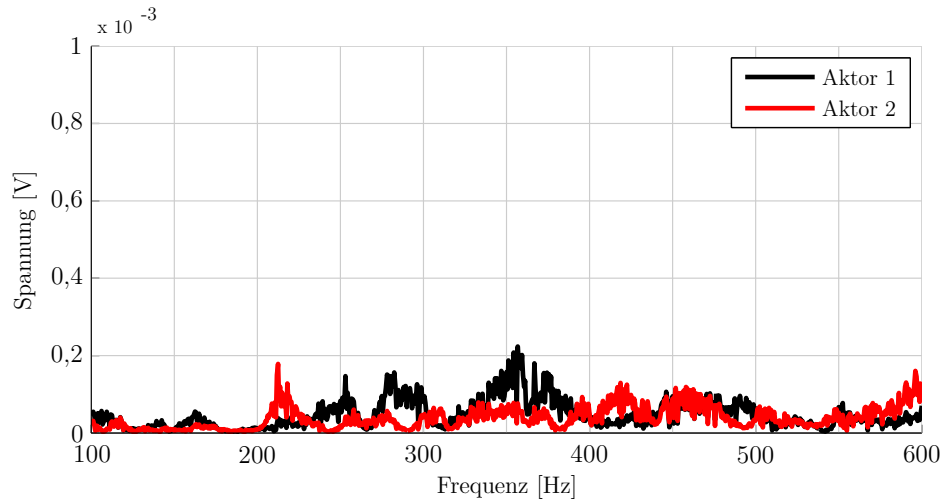


Abbildung 4.18.: Ausgangsspannung an den Aktoren eins und zwei über der Frequenz für die AVC-Steuerung

In Abbildung 4.17 wird das Ergebnis der verschiedenen ASAC-Steuerungen der AVC-Steuerung bzgl. Schallleistungs-, Strukturschnelle- und Abstrahlgradreduktion gegenübergestellt. Zunächst kann festgehalten werden, dass dieses Ergebnis in Anbetracht der Simulationen die Erwartungen erfüllt. Nach wie vor stellt sich das ASAC-System drei als leistungsfähigste Steuerung zur Schallleistungsreduktion dar. Dabei bestätigt sich auch die Erwartung hinsichtlich der geringeren Schallleistungsreduktion, zumindest in Abbildung 4.17 (a). Eine vergleichbare Tendenz lässt sich auch in Abbildung 4.17 (b) erkennen, wobei hier insbesondere das Ergebnis von ASAC fünf unerwartet ist, da die erreichte Lärmreduktion in etwa der von ASAC vier entspricht.

Genauso überraschend ist das Ergebnis der AVC-Steuerung. Wurde in der Simulation eine Schallleistungsreduktion erreicht, zeigt sich diese nicht im Experiment, ebenso wenig zeigt sich eine nennenswerte Schwingungsreduktion. In Abbildung 4.18 wird die Spannung an den Aktoren über der Frequenz dargestellt. Verglichen mit den anderen Untersuchungen zeigt sich hier eine sehr geringe Spannung über den gesamten Frequenzbereich. Wahrscheinlichste Erklärung für dieses Ergebnis ist die große Überbestimmtheit des Systems in Form von 24 Fehlersignalen bei zwei Aktoren und somit einem Abfall der Leistungsfähigkeit der Steuerung [38].

In Abbildung 4.17 (c) ist das Ergebnis der verschiedenen Steuerungen in Bezug auf die Schwingungsreduktion zu sehen. Hier zeigt sich für ASAC drei und vier ein vergleichbares Ergebnis mit den Vorhersagen aus der Simulation, obgleich die Schwingungsreduktion etwas geringer ausfällt. Wurde bei den Simulationen mit ASAC zwei eine minimale Schwingungsreduktion erreicht, zeigt sich diese nicht im Experiment.

Die Ergebnisse bzgl. der Abstrahlgradreduktion bestätigen die Ergebnisse der Schallleistungsreduktion weitestgehend. Dabei ist erneut das Ergebnis von ASAC zwei zu erwähnen. Im Gegensatz zur Schallleistungsreduktion ist die Abstrahlgradreduktion für ASAC zwei nahezu identisch mit ASAC drei und vier.

Zur genaueren Analyse der vorgestellten Experimente werden die Ergebnisse von ASAC drei und ASAC zwei über der Frequenz dargestellt. ASAC drei wird dargestellt, da es die leistungsfähigste der betrachteten Steuerungen zur Lärmreduktion ist. ASAC zwei wird betrachtet, da es sich, wie bereits geschildert, um ein quadratisches Optimierungsproblem (2 Fehlersignale, 2 Aktoren) handelt und deshalb in einer weiteren Untersuchung im Hinblick auf den Kausalitätseinfluss untersucht werden soll.

In Abbildung 4.19 (a) ist der aus den gemessenen Strukturschnellen berechnete Schallleistungspegel im gesteuerten und ungesteuerten Fall für ASAC drei zu erkennen. An der Abbildung ist gut zu erkennen, dass sich im Wesentlichen das Ergebnis der Simulation, wonach nahezu alle Schallleistungsmaxima reduziert werden, bestätigt, vgl. Abbildung 4.6. Unterschiede sind nur für einzelne Frequenzen zu erkennen, bspw. bei 185 Hz. Bei der Simulation war für diese Frequenz kein Übersteuern zu erkennen, in der Messung hingegen schon. Außerdem sind ab 525 Hz Unterschiede in der gemessenen Schallleistung gegenüber der simulierten zu erkennen. Diese sind möglicherweise auf den niedrigen Pegel an sich und dem somit größeren Einfluss des Rauschens zurückzuführen. Bei 255 Hz fällt auf, dass dieses Schallleistungsmaximum genau wie in der Simulation nicht reduziert werden kann. Wie bereits im Abschnitt 4.1.2 gezeigt wurde, kann dieser Bereich mit den Aktoren nur sehr schwach angeregt werden, wodurch eine Umstrukturierung der Schwingform nur eingeschränkt gelingt. Es zeigt sich aber auch, dass andere Schallleistungsmaxima sehr deutlich reduziert werden können. So wird das Maximum bei ca. 370 Hz um mehr als 15 dB reduziert.

Zur Verdeutlichung der Schallleistungsreduktion bei 370 Hz zeigt Abbildung 4.20 die berechnete Betriebsschwingformen für diese Frequenz. In Abbildung 4.20 (a) zeigt sich sehr deutlich, warum bei dieser Frequenz ein Schallleistungsmaximum liegt. Infolge der asymmetrischen Schwingform in y-Richtung kann der Schall sehr effizient abgestrahlt werden. Im Gegensatz dazu zeigt sich für den gesteuerten Zustand eine vergleichsweise symmetrische Schwingform, die deutlich ineffizienter Schall abstrahlt.

In Abbildung 4.19 (b) ist der gemessene Schnellepegel der Struktur dargestellt. Besonders im tieffrequenten Bereich unter 300 Hz sind zum Teil deutlich größere Schwingungspegel festzustellen, zum Beispiel bei 185 Hz mit einer Zunahme von 14 dB. Im Frequenzbereich zwischen 350 Hz und 500 Hz zeigt sich ausnahmslos eine Reduktion des Pegels, diese reicht von 4 dB bei 425 Hz bis 10 dB bei 500 Hz. Oberhalb von 500 Hz ist ein deutlicher Abfall des Schwingungspegels zu erkennen. Anscheinend wird dieser Bereich im Experiment nicht ausreichend

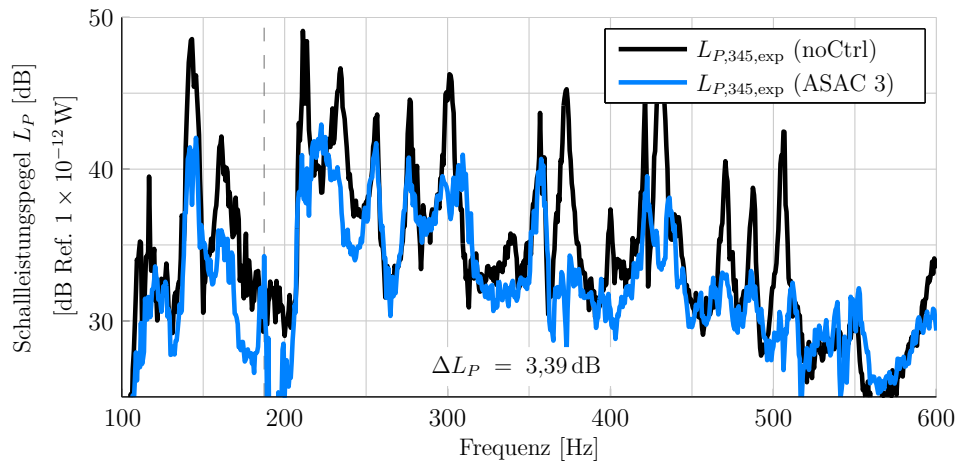
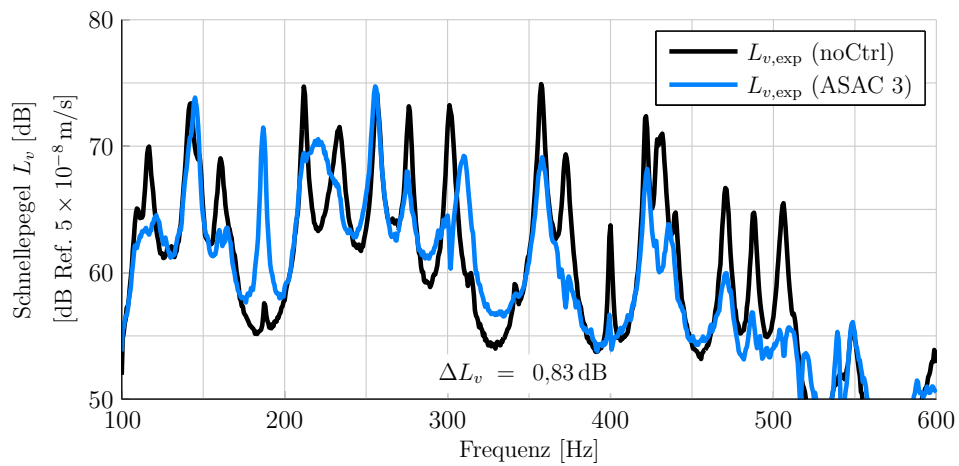
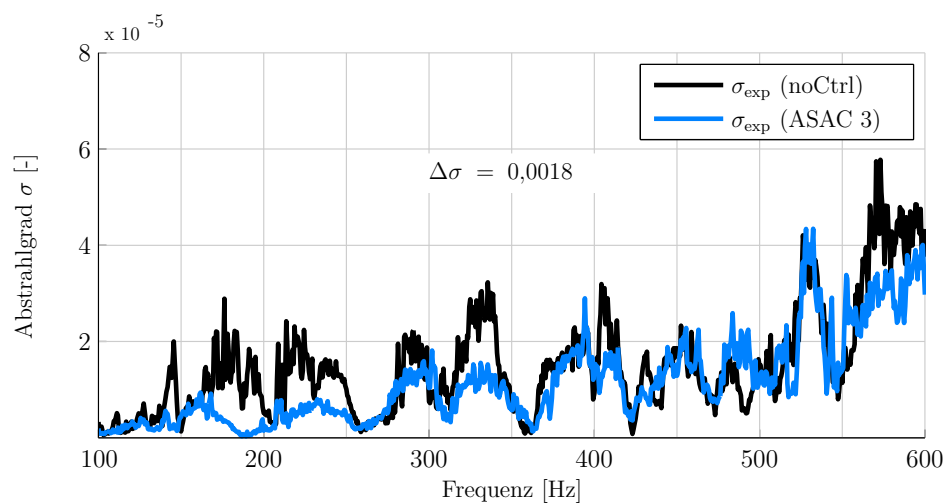
(a) Schallleistungspegel L_P (b) Strukturschnellepegel L_v (c) Abstrahlgrad σ

Abbildung 4.19.: Gemessener Schallleistungspegel L_P (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 3

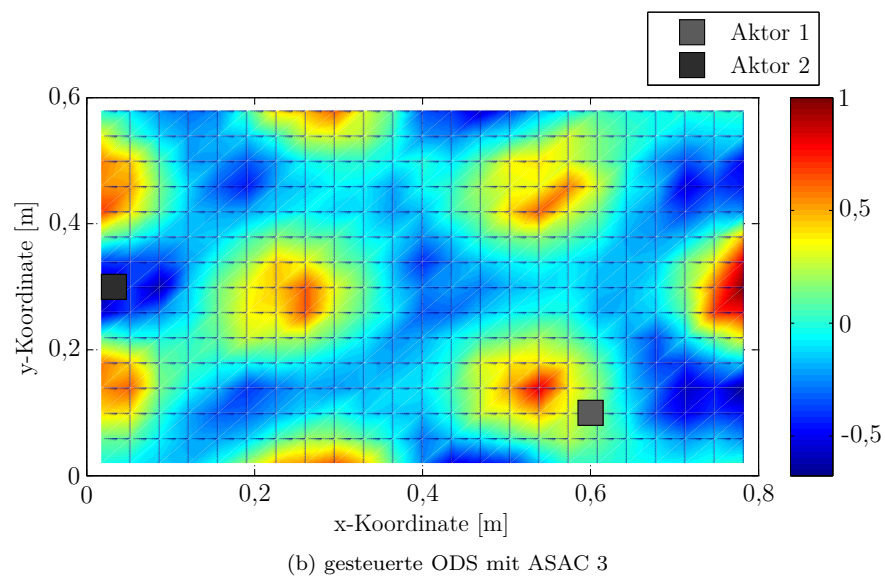
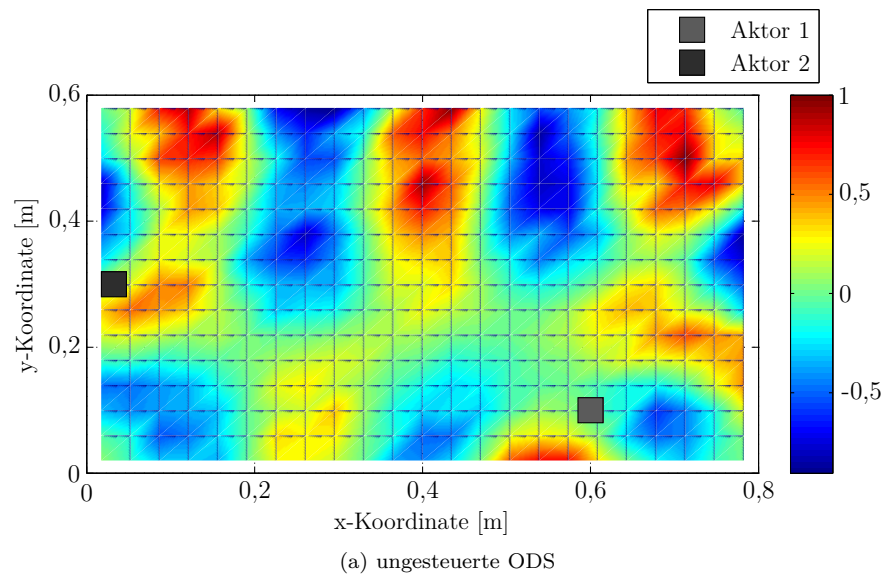


Abbildung 4.20.: Gemessene Betriebsschwingform im ungesteuerten Zustand (a) und im gesteuerten Zustand mit ASAC 3 (b) bei 370 Hz, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet

angeregt und bestätigt somit die Vermutung, wonach der veränderte Schallleistungsverlauf oberhalb von 500 Hz eine Folge des geringen Strukturschnellepegels und somit des schlechten Signal-Rausch Abstands ist.

Abbildung 4.19 (c) zeigt den Vergleich des Abstrahlgrads für den ungesteuerten und den gesteuerten Zustand. Auch hierfür bestätigt sich das Simulationsergebnis zu großen Teilen. Bis ungefähr 350 Hz scheint die Steuerung in der Lage zu sein die Schwingformen umzustrukturieren, ab dieser Frequenz gelingt es der Steuerung mit zwei Ausnahmen nicht mehr. Wobei der Bereich oberhalb von 550 Hz unter den Umständen des geringen Signal-Rausch Abstands zu betrachten ist.

Trotz der geschilderten Punkte kann das Simulationsergebnis zu großen Teilen bestätigt werden. Im Folgenden wird die ASAC-Steuerung zwei untersucht.

Abbildung 4.21 (a) zeigt den Schallleistungspegel im ungesteuerten und gesteuerten Fall bei Verwendung von ASAC zwei. Im Unterschied zu ASAC drei fällt auf, dass mehrere Schallleistungsmaxima nicht reduziert werden, zum Beispiel bei 275 Hz und bei 300 Hz. Außerdem ist unterhalb von 140 Hz ein deutliches Übersteuern zu erkennen. Im Vergleich zum ungesteuerten Zustand ergibt sich eine Zunahme von 8 dB. Auch für diese Untersuchung zeigt sich, dass ab 525 Hz der Schallleistungspegel sehr stark abfällt.

In Abbildung 4.21 (b) ist der Strukturschnellepegel zu erkennen. Insbesondere für den Bereich bis ca. 400 Hz ist gegenüber dem ungesteuerten Zustand ein deutlich verändertes Schwingungsbild zu erkennen. Es wird nahezu kein Schwingungsmaximum reduziert, sondern die Schwingung bleibt gleich oder nimmt erheblich zu, zum Beispiel um knapp 10 dB bei 130 Hz. Trotz dieser teilweise starken Zunahme der Schwingung ergibt sich keine Schallleistungsreduktion, obwohl es der Steuerung gelingt die Schwingform umzustrukturieren wie das Ergebnis zum Abstrahlgrad zeigt, siehe Abbildung 4.21 (c). Anscheinend führt die Schwingungszunahme dazu, dass trotz Umstrukturierung der Schwingformen der Schallleistungspegel größtenteils unverändert bleibt. Ab 400 Hz zeigt sich, dass es der Steuerung nicht mehr gelingt die Schwingformen umzustrukturieren, wie der ermittelte Abstrahlgrad belegt.

Wie die vorherigen Ausführungen belegen, können die wesentlichen Ergebnisse der simulativen Vorauslegung mit den experimentell umgesetzten ASAC-Steuerungen belegt werden. Dabei zeigt sich für breitbandige Störanregung eine Lärmreduktion von 3,4 dB integriert über das Frequenzband. Für einzelne Maxima werden sogar Schallleistungsreduktion von 10–15 dB erreicht.

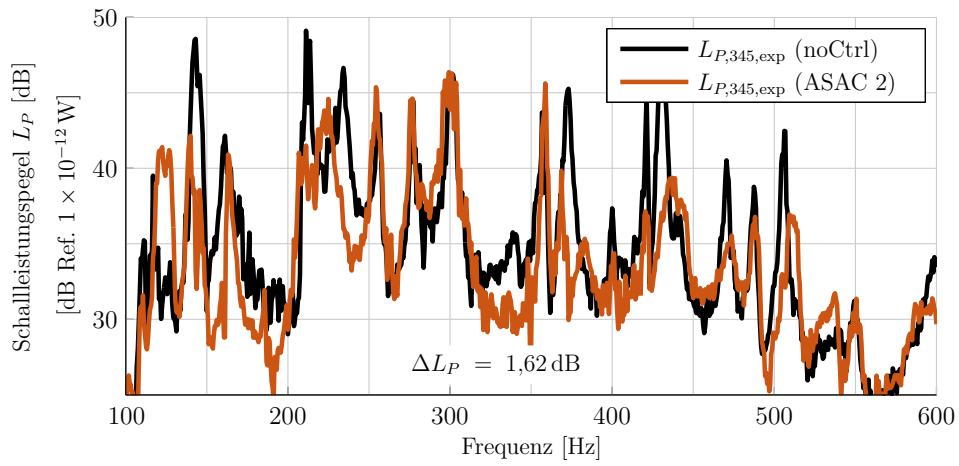
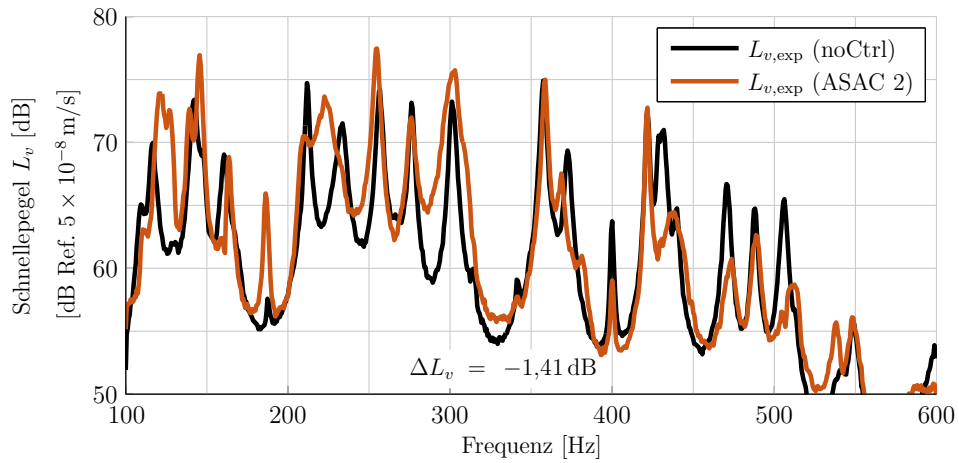
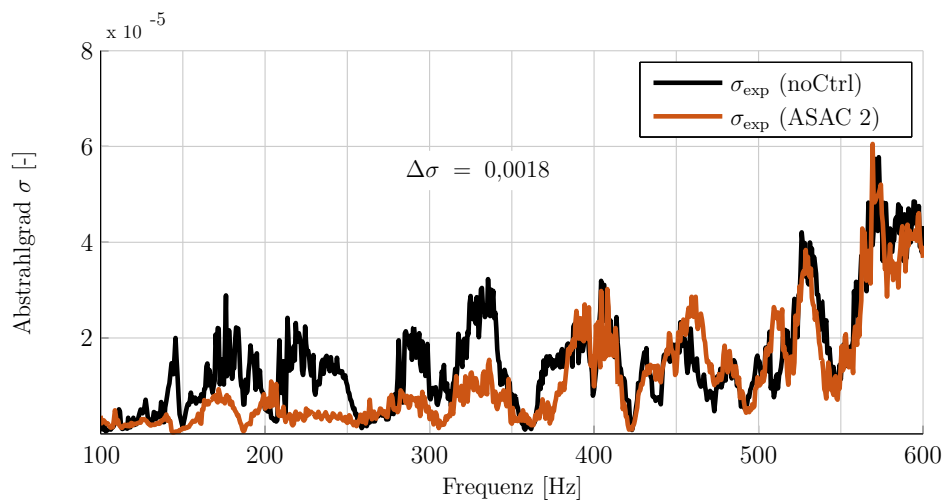
(a) Schallleistungspegel L_P (b) Strukturschnellepegel L_v (c) Abstrahlgrad σ

Abbildung 4.21.: Gemessener Schallleistungspegel L_P (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 2

Tabelle 4.6.: Übersicht über die untersuchten Schallstrahlungssensoren ALC im Experiment

Prüfstand	Steuerung	Schallstrahlungssensor	grafische Darstellung	Bezeichnung der Schallleistung
Luftspalt nicht abgedichtet	ASAC ALC	Sensor ALC	●	$L_{P,24,\text{exp}}$
		Sensor ALC DSP	●	$L_{P,\text{DSP}}$

4.2.3. Vergleich der Schallleistungsreduktion zwischen einem ASAC-System und einem ALC-ASAC-System im Experiment

In diesem Abschnitt wird die Schallleistungsreduktion des ALC-ASAC-Systems im Experiment getestet. Dafür wird das gleiche Vorgehen wie in der zugehörigen Simulation gewählt. Zunächst wird die Schallleistungsschätzung des Sensors ALC gegenüber der Schätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix untersucht und anschließend wird die Reduktion der abgestrahlten Schallleistung mit dem ASAC-System drei verglichen. In Tabelle 4.6 ist die Bezeichnung sowie grafische Darstellung aufgeführt.

Abbildung 4.22 zeigt den Vergleich der Schallleistungsschätzungen mit dem Sensor ALC

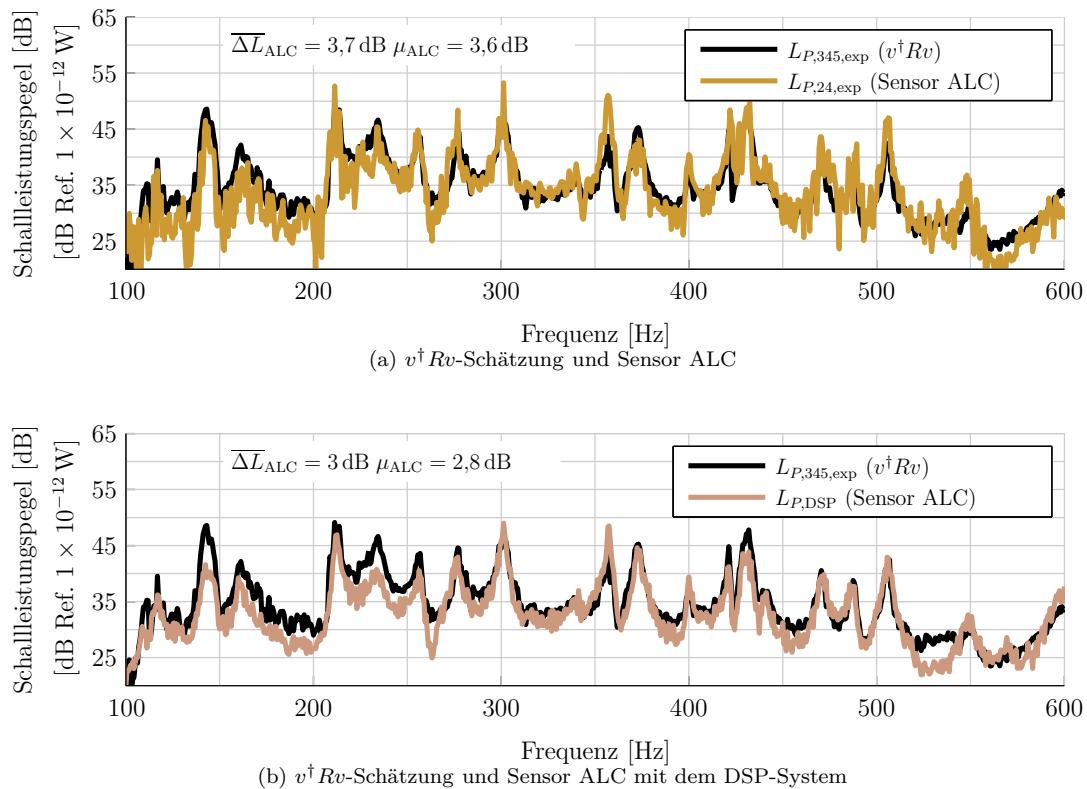


Abbildung 4.22.: Vergleich der Schallleistungsschätzung basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix und dem Schallstrahlungssensor basierend auf dem ALC-Verfahren für den nicht abgedichteten Prüfstand

gegenüber der Schallstrahlungsresistanzmatrix. Die Abbildung 4.22 (a) zeigt die berechnete Schalleistung basierend auf einer Strukturschnellemessung und Abbildung 4.22 (b) zeigt die Schalleistungsschätzung basierend auf dem DSP-Schallstrahlungssensor. Zunächst fällt in Abb. 4.22 (a) die gegenüber der Simulation doppelt so große Standardabweichung auf. In Abbildung 4.22 (b) liegt die Standardabweichung bei 2,8 dB und somit 1 dB über der Simulation. Dieses Ergebnis zeigt, dass die gute Schalleistungsschätzung aus der Simulation nicht vollständig bestätigt werden kann. Möglicherweise ist die Unterschätzung der Referenzschalleistung bis 250 Hz ein Grund für das schlechtere Ergebnis. In Abbildung 4.22 (a) könnte unter Umständen das Rauschen infolge der stochastischen Anregung und geringen Anzahl an Mittelungen (5 Schallstrahlungsmoden) die etwas erhöhte Standardabweichung von 0,8 dB verursachen. Dennoch zeigt dieser Sensor eine dem Sensor drei vergleichbare Schalleistungsschätzung, wobei insbesondere der Bereich ab 550 Hz etwas besser approximiert werden kann. Abbildung 4.23 stellt die Ergebnisse zur Schalleistungs-, Strukturschnelle- und Abstrahlgradreduktion von ASAC drei und ASAC ALC gegenüber. An Abbildung 4.23 (a) lässt sich erkennen, dass sich für beide Steuerungen in etwa die gleiche Schalleistungsreduktion ergibt. Dieses Ergebnis lässt sich auch in der SIP-Messung wiederfinden, siehe Abb. 4.23 (b). Die Werte sind zwar etwas höher, was aber unter Umständen an der bereits angesprochen Wiederholgenauigkeit der Schallintensitätsmesssonde liegt.

Die Schwingungsreduktion und die Abstrahlgradreduktion fällt für ASAC drei jeweils größer aus, siehe Abb. 4.23 (c) und (d). Es zeigt sich auch bei diesen Untersuchungen, dass die grundsätzlichen Ergebnisse der simulativen Vorauslegung bestätigt werden können.

In Abbildung 4.24 ist das Resultat von ASAC ALC über der Frequenz dargestellt. Abbildung 4.24 (a) zeigt den Schalleistungspegel im gesteuerten und ungesteuerten Zustand. Zunächst ist festzustellen, dass bis auf eine Ausnahme bei 355 Hz, jedes Schalleistungsmaximum reduziert werden kann. Im Gegensatz zur Simulation wird sogar das Schalleistungsmaximum bei 255 Hz um 5 dB reduziert.

In Abbildung 4.24 (b) ist der gemessene Strukturschnellepegel zu erkennen. Bis 300 Hz zeigen sich insbesondere für 145 Hz und 185 Hz Zunahmen des Schwingungspegels von bis zu 7 dB. Darüber hinaus fällt der Bereich zwischen 425 Hz und 510 Hz auf. Dort kann die Schwingung deutlich reduziert werden, teilweise um mehr als 15 dB. Oberhalb von 500 Hz fällt erneut der Abfall des Schwingungspegels auf.

Der Abstrahlgrad in Abbildung 4.24 (c) zeigt ein etwas anderes Resultat. Bis 350 Hz kann der Abstrahlgrad mit Ausnahme von 300 Hz immer reduziert werden, aber oberhalb von 350 Hz zeigt sich ein anderes Bild. Dort wird der Abstrahlgrad für einige Frequenzbereiche reduziert (z.B. um 450 Hz) aber auch deutlich erhöht (z.B. um 475 Hz).

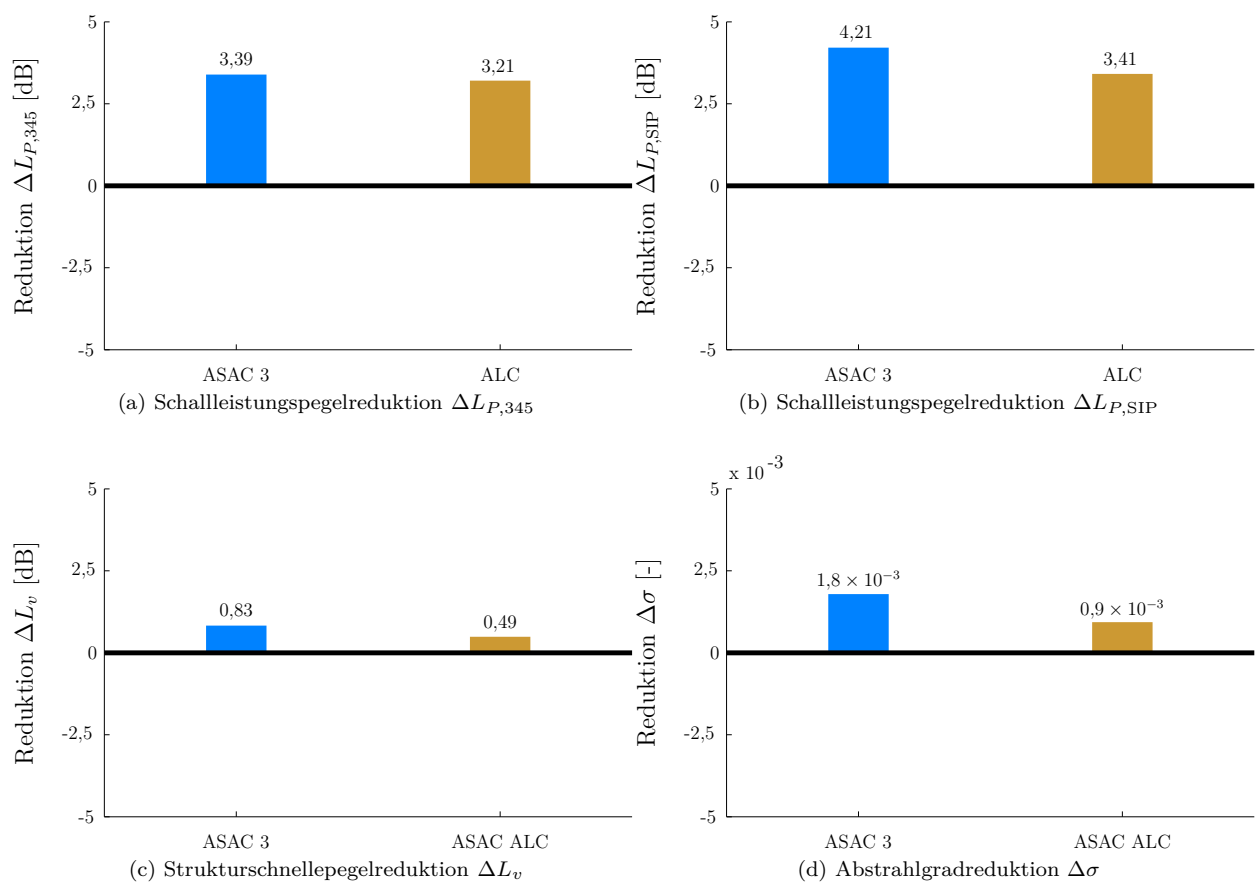


Abbildung 4.23.: Schalleistungsreduktion (oben), Schwingungsreduktion (unten links) und Abstrahlgradreduktion (unten rechts) des ASAC-Systems drei und des ASAC-Systems basierend auf dem ALC-Sensor, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.

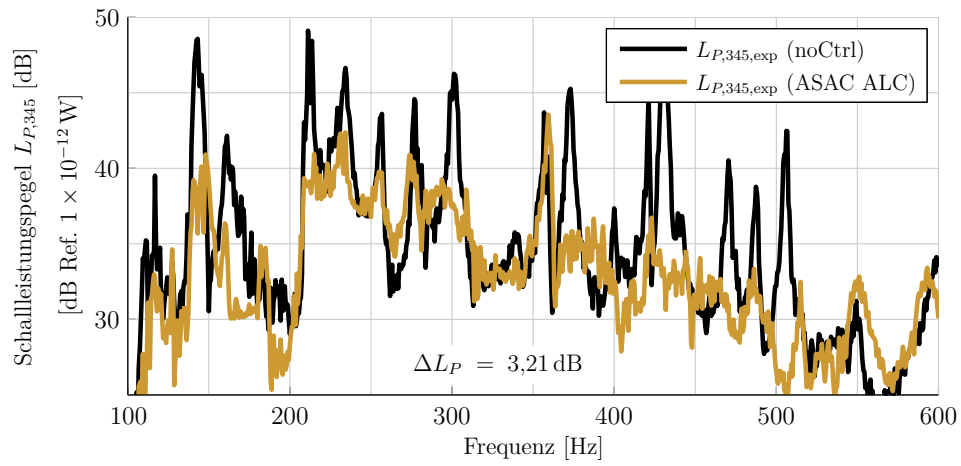
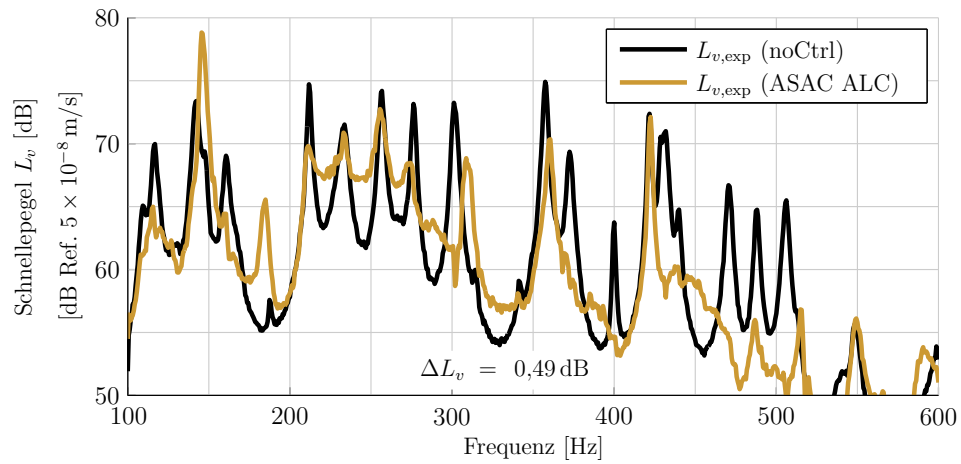
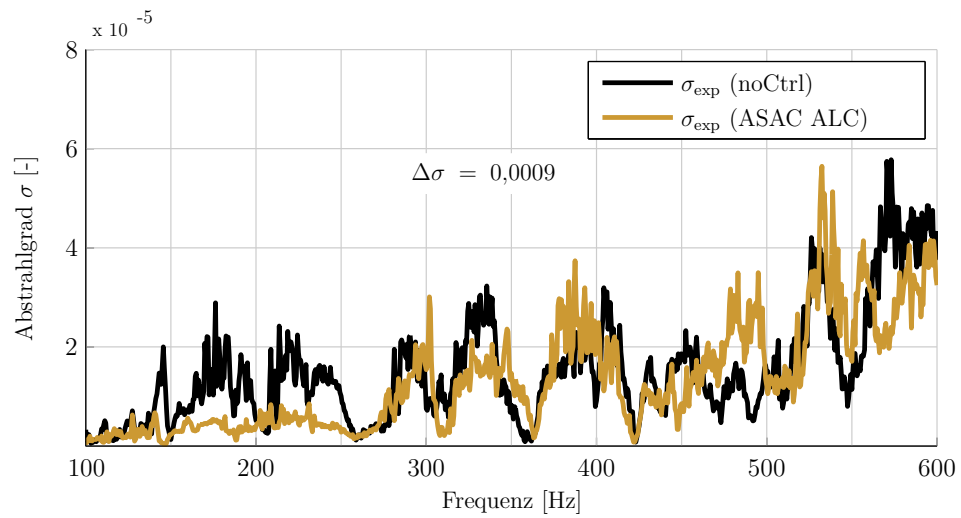
(a) Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (b) Strukturschnellepegel L_v (c) Abstrahlgrad σ

Abbildung 4.24.: Gemessener Schallleistungspegel L_P (a), Schwingungspegel L_v (b) und Abstrahlgrad σ (c) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung ALC

Aus diesen Betrachtungen kann daher Folgendes festgehalten werden:

- Im Experiment wird die vergleichsweise gute Schallleistungsschätzung mit dem Sensor ALC aus der Simulation nicht erreicht. Dennoch kann die generelle Tendenz, wonach eine mindestens ebenso gute Schallleistungsschätzung wie mit einem „klassischen“ Schallstrahlungssensor erreicht wird, bestätigt werden.
- Wie bereits bei den Simulationen diskutiert, stellt sich die Frage ob dieses Konzept zur Schätzung der Schallleistung komplexerer Geometrien, für die die Schallstrahlungsresistanzmatrix unbekannt ist, geeignet ist.

4.2.4. Untersuchung zum Einfluss der Kausalität im Experiment

Im Zusammenhang mit den Experimenten zu den verschiedenen ASAC-Steuerungen soll zusätzlich das Ausnutzen des Laufzeitvorteils einer Steuerung auf die erreichbare Lärmreduktion untersucht werden. Denn die Untersuchungen zum Stand der Forschung haben gezeigt, dass die Realisierung einer kausalen Steuerung eine deutliche Steigerung der Lärmreduktion gegenüber dem akausalen System verspricht. Zur Untersuchung dieser Fragestellung wird ausschließlich die ASAC-Steuerung zwei herangezogen, da sie infolge der quadratischen Steuerungsaufgabe (2 Aktoren und 2 Fehlersignale) am vielversprechendsten für diese Untersuchung ist. Denkbar wäre auch die Untersuchung der ASAC-Steuerung drei. Aber die Auslegung des Filters unterliegt aufgrund der Überbestimmtheit des Systems (2 Aktoren und 5 Fehlersignale) deutlicher Restriktionen, sodass der Effekt der Kausalität vermutlich nicht eindeutig zuzuordnen bzw. zu erkennen wäre.

Zur Erläuterung wann ein System als kausal gilt, wird an dieser Stelle kurz die Berechnung des Optimalfilters anhand eines Eingrößensystem (engl. *Single Input Single Output – SISO*) erklärt, siehe [40]. Der Optimalfilter für eine Frequenz berechnet sich aus dem Quotienten von Primär- und Sekundärstrecke zu:

$$\begin{aligned}
 W(\omega) &= \frac{G_P(\omega)}{G_S(\omega)} \\
 &= \frac{|G_P(\omega)| e^{i\phi_{G_P}(\omega)}}{|G_S(\omega)| e^{i\phi_{G_S}(\omega)}} \\
 &= \frac{|G_P(\omega)|}{|G_S(\omega)|} e^{i(\phi_{G_P}(\omega) - \phi_{G_S}(\omega))}
 \end{aligned} \tag{4.6}$$

Dadurch ergibt sich die Phasenantwort des Optimalfilters zu

$$\Delta\phi = \phi_{G_P}(\omega) - \phi_{G_S}(\omega). \tag{4.7}$$

Das System gilt als kausal, wenn gilt $\Delta\phi < 0$.

Dementsprechend kann durch Einführung einer zusätzlichen Verzögerung im Primärpfad ein kausales System realisiert werden. Im Rahmen der Experimente wird der Primärpfad um 10, 20, 30, 40 und 50 Abtastschritte verzögert.

Zur Auswertung dieser Experimente wird im Kontrast zu den vorherigen Abschnitten ausschließlich die SIP-Messung verwendet, da die Messdauer mit dem LSV-System den zeitlichen Rahmen der Arbeit überschreiten würde.

In Abbildung 4.25 wird das Ergebnis dieser Experimente dargestellt. Wie an der Abbildung zu erkennen ist, ist nahezu keine Veränderung der Schalleistungsreduktion infolge der zusätz-

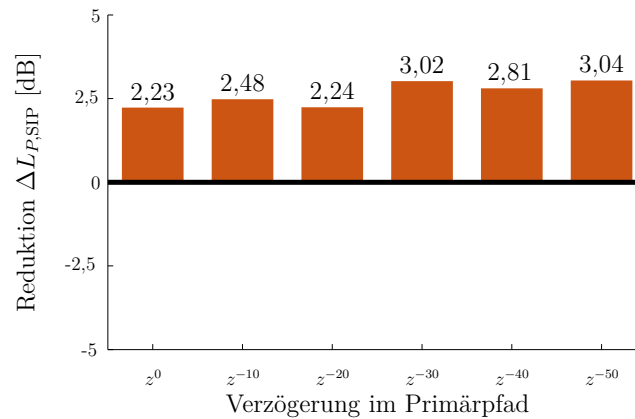


Abbildung 4.25.: Mit Schallintensitätsmesssonde gemessene Schalleistungsreduktion des ASAC-Systems zwei mit den zusätzlichen Verzögerungen im Primärpfad, Luftspalt zwischen Rahmen und Platte ist nicht abgedichtet.

lichen Verzögerungen zu erkennen. Es ist zwar eine Zunahme der Reduktion bei 50 Schritten Verzögerung im Vergleich zum Ausgangssystem von 0,8 dB zu erkennen, diese Zunahme kann aber unter Umständen auch an der Wiederholgenauigkeit der SIP-Messung liegen. Dieses Ergebnis war so nicht zu erwarten, insbesondere durch die Vorarbeiten nach [9]. Dort wurde gezeigt, dass die Schalleistungsreduktion um 5 dB, bei einer Verzögerung von 20 Abtastschritten, gesteigert werden kann.

Als eine mögliche Ursache ist das verwendete Referenzsignal zu nennen. Wie in Abbildung 3.2 gezeigt und in Abschnitt 4 angesprochen, wird im Rahmen dieser Arbeit direkt das digital erzeugte Störsignal als Referenzsignal für den Filter abgegriffen, wodurch auf einen zusätzlichen Sensor zur Messung des Referenzsignals verzichtet werden kann. Dieser zusätzliche Sensor würde zu einem konstanten Laufzeitunterschied zwischen Primär- und Sekundärpfad führen, da die Störung erst mit ihrem Auftreten gemessen werden könnte und nicht instantan mit ihrer Erzeugung. Dieser Laufzeitunterschied würde zu einer Steuerung führen, die allein aufgrund des gewählten Aufbaus akausal ist. Aber aufgrund des gewählten Aufbaus entfällt der angesprochene Laufzeitunterschied, sodass die Steuerung von Anfang an kausaler ist. Zudem wird durch die Verwendung des digitalen Referenzsignals eine vergleichsweise hohe Kohärenz, die in einer hohen Ausgangsleistungsfähigkeit der Steuerung resultiert, gewährleistet, siehe [31]. Dennoch wäre eine Steigerung der Schalleistungsreduktion zu erwarten gewesen, weshalb im Folgenden eine detailliertere Analyse des Ergebnisses durchgeführt wird.

In Abbildung 4.26 sind die Bode-Diagramme eines Primärpfads (grüne Linie) sowie zweier Sekundärpfade (blaue Linien) dargestellt. In Abbildung 4.26 ist ein konstanter Phasenabfall des Primär- und Sekundärpfads ersichtlich. Dieser nahezu konstante Abfall beider Phasengänge

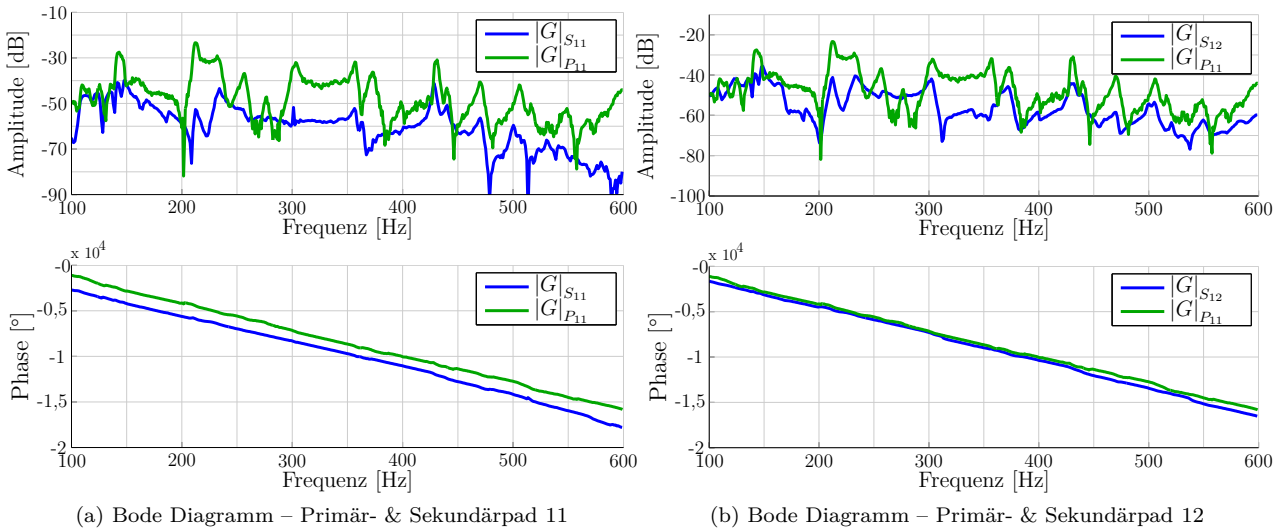


Abbildung 4.26.: Bode Diagramm des Primärpfads zum ersten Schallstrahlungssignal (grüne Linie) und der Sekundärpfade zum ersten Schallstrahlungssignal (blaue Linie)

führt zu einer konstanten Gruppenlaufzeit. Dieses Ergebnis war nicht zu erwarten. Genauso unerwartet ist die Tatsache, dass in sämtlichen Phasengängen keinerlei Phasensprünge zu erkennen sind. Eigentlich wäre zu erwarten gewesen, dass an Resonanzstellen ein Phasenabfall und an Nullstellen ein Phasenaufstieg zu erkennen wäre.

Bevor die Laufzeiten näher analysiert werden, soll kurz auf die Auswirkung des konstanten Phasenabfalls auf den Entwurf des Optimalfilters eingegangen werden. Hierfür wird ein Filter mit endlicher Impulsantwort (engl. *Finite Impulse Response Filter* – *FIR-Filter*) verwendet. Wie in Tabelle 4.2 gezeigt, werden zur Auslegung des Filters 600 Filterkoeffizienten verwendet. Infolge des nahezu linearen Phasengang des Systems kann diese Anzahl jedoch deutlich reduziert werden [44]. Um diese Aussage zu verdeutlichen ist in Abbildung 4.27 ein Vergleich der geschätzten Schallleistungsreduktion für unterschiedliche Filterlängen dargestellt. Es ist ein ausgesprochen degressiver Verlauf der geschätzten Schallleistungsreduktion zu erkennen. Im Bereich von 20 bis 220 kann die Reduktion um 8 dB gesteigert werden. Eine weitere Erhöhung der Filterkoeffizientenanzahl bringt jedoch keine Verbesserung. Diese Vorhersage gilt es im Experiment zu bestätigen, ist jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich. Es ist davon auszugehen, dass sich dieser Effekt bestätigen wird, da diese Untersuchung ausschließlich mit gemessenen Daten durchgeführt wurde.

Der nahezu lineare Phasengang kann zusätzlich durch Abbildung 4.28 bestätigt werden. In dieser Abbildung ist die Gruppenlaufzeit der verschiedenen Übertragungsfunktionen dargestellt. Als Gruppenlaufzeit wird die negative Ableitung des Phasengangs nach der Frequenz

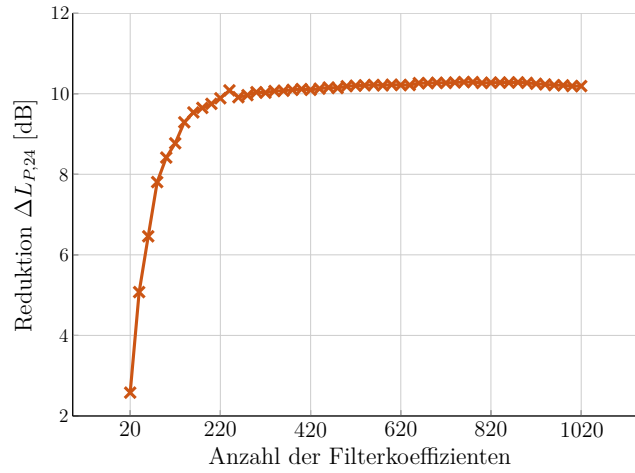


Abbildung 4.27.: Geschätzte Schallleistungsreduktion $\Delta L_{P,24}$ in Abhängigkeit der Filterkoeffizienten.

$\tau_{GR} = -\frac{d\varphi(\omega)}{d\omega}$ definiert. Hat ein System eine konstante Gruppenlaufzeit, handelt es sich um einen linearen Phasengang [44]. Dies zeigt Abbildung 4.28. Die leichten Ausreißer zwischen 100 Hz und 600 Hz sind eine Folge der Berechnung. Da es sich um Messwerte handelt, wird der Differenzenquotient zur Berechnung der Ableitung verwendet, wodurch sich infolge kleinerer Messunsicherheiten, die Ausreißer erklären lassen.

Aus diesen Erläuterungen folgt, dass zwischen Primär- und Sekundärstrecke nur ein minimaler Laufzeitunterschied besteht, wodurch das Ausgangssystem bereits nahezu kausal ist und schon wenige Abstast Schritte Verzögerung ausreichen um eine kausale Steuerung zu erzeugen.

Diese Vermutung wird durch Abbildung 4.29 bestätigt. Dort ist die vorhergesagte Schallleistungsreduktion des ASAC-Systems zwei dargestellt. Dabei bedeutet eine Verzögerung von z^{50} bzw. z^{20} eine Verzögerung des Sekundärpfades. Das heißt, Gleichung 4.7 wird negativ und das System wird akausal. Wie an der Abbildung sehr gut zu erkennen ist, kann die Schallleistungsreduktion mit abnehmender Akausalität von ca. 2,5 dB für z^{50} auf 10 dB für z^0 gesteigert werden. Die Verzögerung z^0 steht für das unverzögerte System. Dabei ist ein deutlicher Sprung von ca. 2,5 dB zwischen z^0 und z^1 zu erkennen. Eine weitere Verzögerung des Primärpfades bis auf z^{-50} führt zu einer weiteren Steigerung der Schallleistungsreduktion von 2,5 dB. In der SIP-Messung wird diese geringfügige Verbesserung der Schallleistungsreduktion infolge der Messgenauigkeit der Sonde vermutlich nicht deutlich, zumal die Messung über die gesamte Platte durchgeführt wird.

Einen weiteren Beleg für den geringen Einfluss der zusätzlichen Verzögerung im Primärpfad bei den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Systemen lässt sich bei WIDROW finden [56]. Dort werden Untersuchungen zur inversen Modellierung von Nicht-Minimalphasensystemen angestellt. Dabei wird deutlich, dass für die Invertierung eines Nicht-Minimalphasensystems

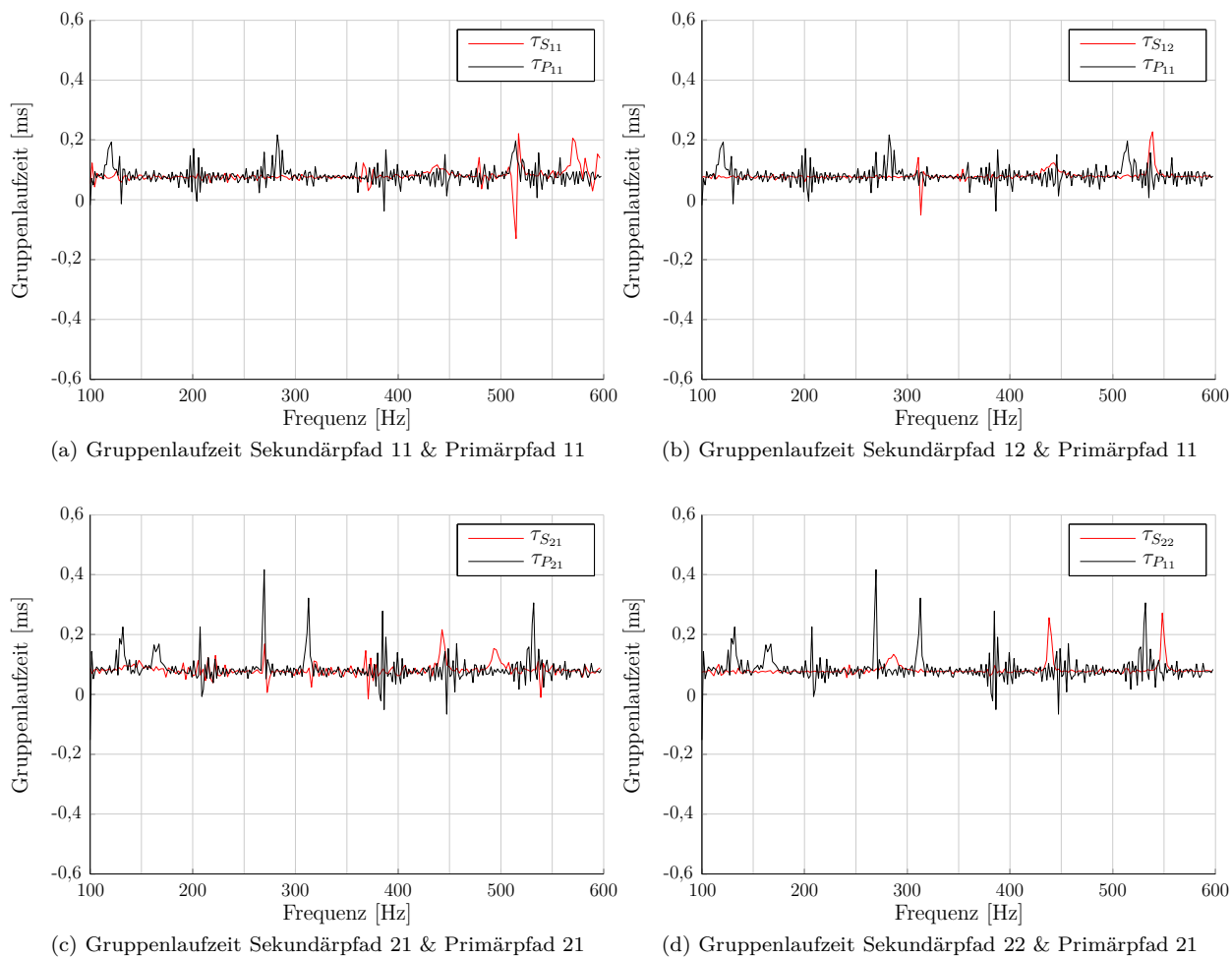


Abbildung 4.28.: Bode Diagramm des Primärpfads zum ersten Schallstrahlungssignal (grüne Linie) und der Sekundärpfade zum ersten Schallstrahlungssignal (blaue Linie)

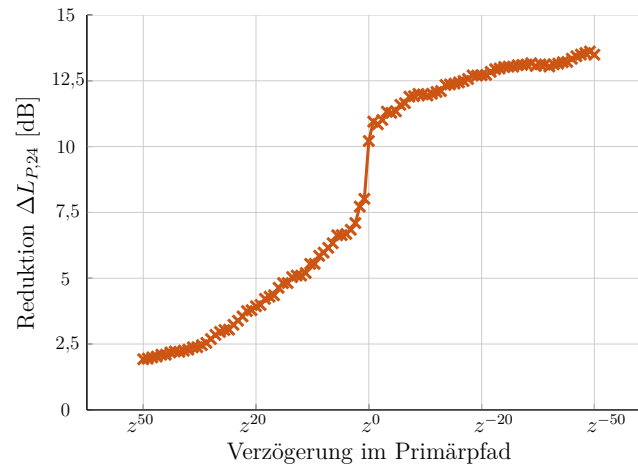


Abbildung 4.29.: Geschätzte Schalleistungsreduktion $\Delta L_{P,24}$ in Abhängigkeit der zusätzlichen Verzögerung im Primärpfad.

zur Bestimmung der Wiener-Lösung eine Zeitverzögerung des Primärpfads erforderlich ist, für die Invertierung eines Minimalphasensystem wird hingegen keine Zeitverzögerung benötigt. Diese Untersuchungen belegen, dass die experimentellen Ergebnisse bzgl. der Kausalitätsuntersuchungen plausibel sind.

4.2.5. Zusammenfassung der Ergebnisse der experimentellen Umsetzung eines Schallstrahlungssensors

Nachfolgend werden die wichtigsten Erkenntnisse der experimentellen Umsetzung der Schallstrahlungssensoren und ASAC-Steuerungen zusammengefasst werden.

- Die Schätzung der Schallleistung des nicht abgedichteten Prüfstands basierend auf der Schallstrahlungsresistanzmatrix zeigt auch im Experiment eine gute Übereinstimmung mit einer gemessenen Schallleistung selbigen Prüfstands.
- Im Experiment wird eine Schallleistungsreduktion von 3,4 dB im Frequenzbereich von 100 – 600 Hz bei breitbandiger Störanregung erreicht.
- Für den verwendeten Versuchsaufbau bewirkt eine zusätzliche Verzögerung im Primärpfad keine wesentliche Verbesserung der Schallleistungsreduktion. Jedoch gilt diese Aussage nur auf den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Versuchsaufbau. Wird ein Sensor zur Messung des Referenzsignals verwendet, ist der Einfluss der Kausalität wahrscheinlich größer. Zur Klärung dieser Frage bedarf es jedoch weiterer Untersuchungen.
- Aufgrund des linearen Phasengangs der Sekundärstrecke kann die Anzahl der benötigten Filtergewichte deutlich reduziert werden.

4.3. Vereinfachungen zur technischen Realisierung von Schallstrahlungssensoren

Nachdem in den beiden vorherigen Abschnitten die Schallstrahlungssensoren bzw. die zugehörigen ASAC-Steuerungen simuliert und getestet wurden, werden in diesem Abschnitt weitere Vereinfachungen gegenüber der zugrunde liegenden Theorie untersucht. Diese Untersuchungen sind von einer zukünftigen technischen Realisierung eines Schallstrahlungssensors motiviert. Bei der Analyse zum Stand der Forschung wurde gezeigt, dass BERKHOFF ein ASAC-System basierend auf einem modifizierten Schallstrahlungssensor untersucht [3]. Dort wird vorgeschlagen den Schallstrahlungssensor ausschließlich aus den Schallstrahlungsmoden aufzubauen und die frequenzabhängige Gewichtung in Form der Singulärwerte (kurz: SW) zu vernachlässigen. Das ASAC-System basierend auf diesem modifizierten Schallstrahlungssensor soll im Folgenden simuliert werden, da es eine weitere Vereinfachung darstellt, denn die Approximation der Singulärwerte durch ein Zustandsraummodell entfällt.

Unter Berücksichtigung dieser Vereinfachung berechnet sich die Schallleistung folgendermaßen:

$$\begin{aligned}\hat{P}(\omega) &= \underline{v}_e^\dagger(\omega) \underline{\hat{Q}}^T \underline{\hat{Q}} \underline{v}_e(\omega) \\ &= \underline{a}^\dagger(\omega) \underline{a}(\omega)\end{aligned}\tag{4.8}$$

In Abbildung 4.30 ist exemplarisch die Schallleistungsschätzung für den Sensor fünf ohne Berücksichtigung der Singulärwerte gegenüber der vollständigen Schallstrahlungsresistanzmatrix abgebildet.

Zunächst fällt auf, dass der modifizierte Sensor drei die Schallleistungsschätzung basierend auf der vollständigen $\underline{R}(\omega)$ -Matrix im Bereich bis 200 Hz überschätzt. Diese Überschätzung beträgt bei 125 Hz ungefähr 10 dB und nimmt kontinuierlich ab. Im Bereich von 200 Hz bis 375 Hz ist weder ein Über- noch Unterschätzen der Schallleistung zu erkennen. Oberhalb von 375 Hz wird die Referenz zunehmend unterschätzt. Dies führt zu einem Unterschied zwischen Referenz und Approximation von 10–15 dB im Bereich um 500 Hz. Der RMS-Wert beträgt $\overline{\Delta L}_{10,24,5} = 6,9$ dB und bestätigt somit den größeren Offset. Die Standardabweichung liegt bei $\mu_{10,24,5} = 6,3$ dB und somit deutlich höher als bei den Simulationen zum Sensor drei. Aus der deutlichen Zunahme der Standardabweichung folgt, dass der geschätzte Verlauf zunehmend Abweichungen gegenüber der Referenz aufweist.

Diese Analyse hat gezeigt, dass die geschätzte Schallleistung einige Abweichungen gegenüber der Referenz aufweist. Im Folgenden soll die Auswirkung dieser Abweichungen auf die Schallleistungsreduktion untersucht werden. Wird die Arbeit nach [3] zugrunde gelegt, wird eine

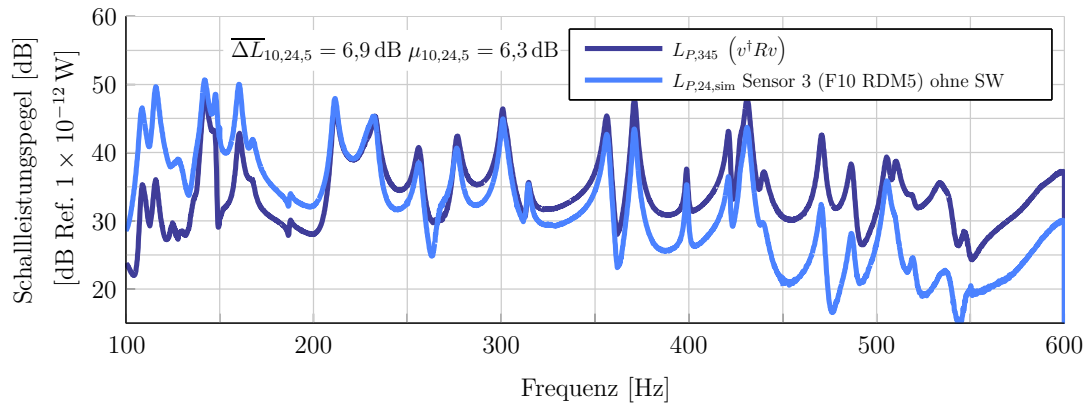


Abbildung 4.30.: Vergleich der Schalleistungsschätzung basierend auf der vollständigen Schallstrahlungsresistanzmatrix und dem Schallstrahlungssensor drei ohne Berücksichtigung der frequenzabhängigen Gewichtung der Schallstrahlungsmoden durch die Singulärwerte für den nicht abgedichteten Prüfstand.

in etwa gleiche Schalleistungsreduktion wie beim Ausgangssystem erwartet. Das heißt, die Schalleistungsreduktion sollte im Bereich von 3,5 dB liegen. Im Gegensatz zu den vorherigen Abschnitten wird diese Steuerung nur bzgl. Schalleistungs- und Abstrahlgradreduktion untersucht. Damit soll die Frage geklärt werden, ob trotz dieser Vereinfachung eine Lärmreduktion im Sinne eines ASAC-Systems möglich ist.

In Abbildung 4.31 (a) ist die Schalleistungsreduktion der modifizierten ASAC-Steuerung drei über der Frequenz aufgetragen. Es zeigt sich eine Reduktion des Schalleistungspegels um ca. 3,5 dB, diese Schalleistungsreduktion fällt gegenüber den Simulationen zum nicht modifizierten ASAC-System drei um 0,4 dB geringer aus und entspricht somit den Erwartungen beruhend auf der Arbeit nach [3]. Größere Unterschiede bei der Schalleistungsreduktion gegenüber dem ursprünglichen System fallen nur im Frequenzbereich unter 150 Hz auf, siehe Abb. 4.6 (a). Bei der modifizierten Steuerung fällt die Schalleistungsreduktion für diesen Bereich etwas geringer aus und erklärt damit die etwas geringe Gesamtreduktion.

Für den Abstrahlgrad zeigt sich ein vergleichbares Verhalten, siehe Abb. 4.31. Im Bereich bis 150 Hz zeigt sich, dass der Abstrahlgrad bis auf eine Ausnahme nahezu unverändert bleibt. Oberhalb von 150 Hz ergibt sich in etwa das gleiche Ergebnis wie beim ursprünglichen ASAC-System, siehe Abb. 4.6 (c).

Diese Untersuchungen zeigen, dass mit dem ASAC-System basierend auf dem modifizierten Schallstrahlungssensor in der Simulation eine in etwa gleiche Schalleistungsreduktion wie mit dem ursprünglichen ASAC-System erreicht werden kann. Eine Überprüfung im Experiment steht jedoch noch aus.

Im Rahmen der experimentellen Umsetzung der ASAC-Steuerungen wird eine weitere Ver-

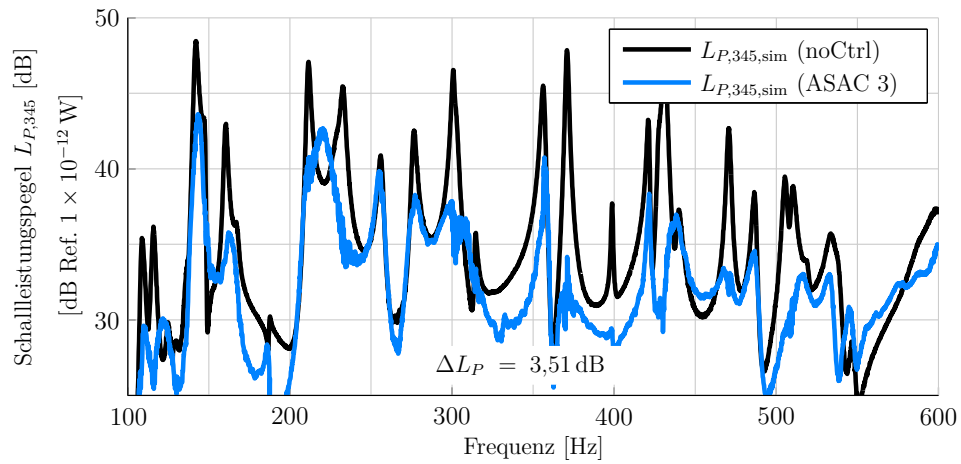
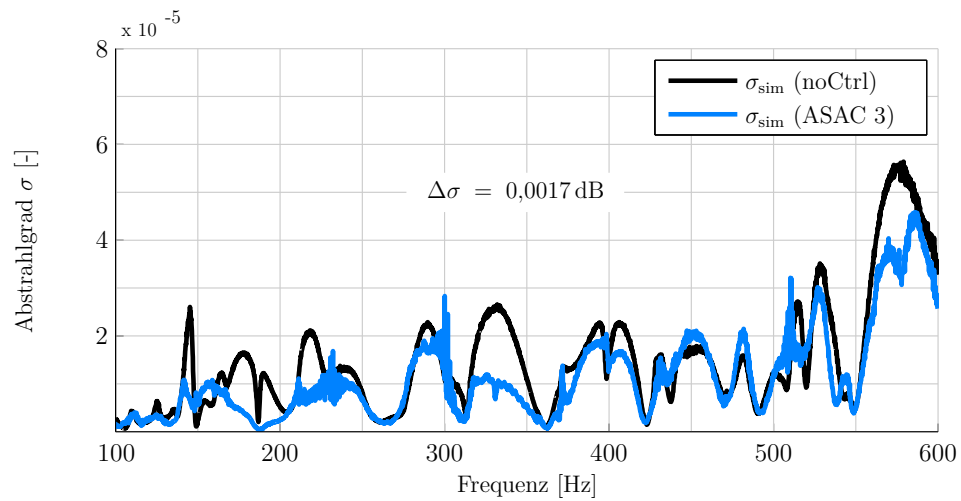
(a) Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (b) Abstrahlgrad σ

Abbildung 4.31.: Berechneter Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a) und Abstrahlgrad σ (b) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 3 basierend auf dem modifizierten Schallstrahlungssensor ohne frequenzabhängige Gewichtung der Schallstrahlungsmoden

einfachung gegenüber der Theorie der Elementarstrahlermethode untersucht. Diese Theorie beruht auf dem Rayleigh-Integral, welches zur Berechnung eines Schalldrucks an einem Punkt im Raum für eine gegebene Strukturschnelle dient. In Gleichung 4.9 ist zur Verdeutlichung dieser Zusammenhänge das Rayleigh-Integral für einen Kolbenstrahler angegeben.

$$p(\underline{r}, t) = \frac{i\omega\rho_L}{2\pi} e^{i\omega t} \int_S \frac{\tilde{v}_n(\underline{r}_S) e^{-ikR}}{R} dS \quad (4.9)$$

In den bisherigen Experimenten wurde das gemessene Beschleunigungssignal numerisch integriert. Im folgenden Experiment wird auf diese Integration verzichtet. Diese Vereinfachung ist motiviert von zukünftigen praktischen Anwendungen eines Schallstrahlungssensors in elektronischer Form. Kosten und Hardwarebedarf könnten durch Verzicht auf einen Integrator erheblich reduziert werden.

In Abbildung 4.32 wird die Schallleistungsreduktion (a) und die Abstrahlgradreduktion (b) für diese Untersuchung dargestellt. Es ist zu erkennen, dass trotz dieser Vereinfachung die Schallleistung um 3 dB reduziert werden kann. Für den Abstrahlgrad ergibt sich ebenfalls eine deutliche Reduktion gegenüber dem ungesteuerten System.

Dieses Ergebnis ist nicht gänzlich unerwartet, denn eine numerische Integration führt zu einer Phasenverschiebung und einer veränderten Amplitude des gemessenen Signals. Infolge der Integration wird der grundsätzliche Informationsgehalt des Signals aber nicht verändert.

Als Fazit für eine zukünftige technische Realisierung eines Schallstrahlungssensors bleibt folgendes festzuhalten:

- Die Realisierung eines Schallstrahlungssensors ohne frequenzabhängige Gewichtung der Schallstrahlungsmoden scheint möglich. Dadurch geht die Leistungsfähigkeit der Steuerung etwas zurück. Der Unterschied von 0,5 dB im untersuchten Fall wäre aber wahrscheinlich vom Menschen nicht zu hören. Es bleibt aber die Frage zu klären, ob bei der Verwendung von fünf Aktoren der Unterschied immer noch so gering ist oder ob sich die zunehmende Abweichung der Schätzung stärker auswirkt.
- Für die Verwendung des Beschleunigungssignals gilt im Wesentlichen die gleiche Aussage. Die etwas geringe Schallleistungsreduktion wäre vermutlich nicht wahrnehmbar, aber auch hier stellt sich die Frage ob sich die Vereinfachung bei einer quadratischen Steuerungsaufgabe (5 Fehlersignale und 5 Aktoren) stärker auswirken würde.

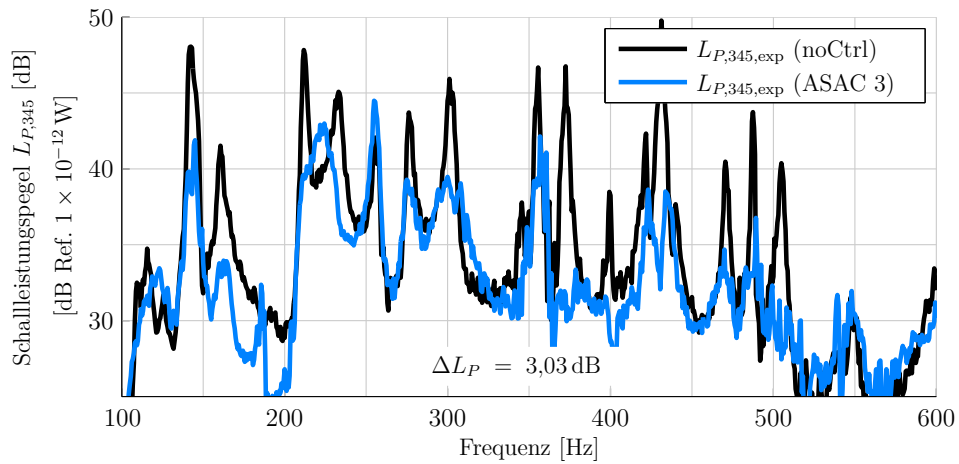
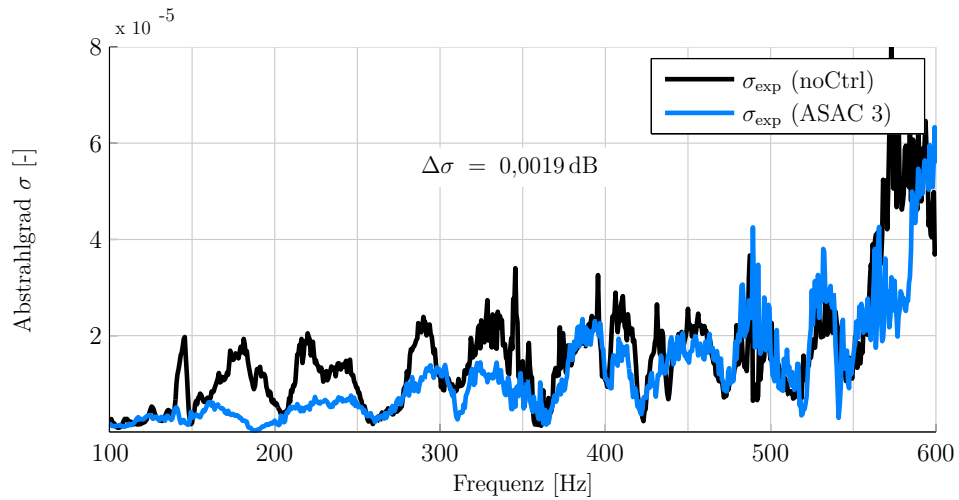
(a) Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (b) Abstrahlgrad σ

Abbildung 4.32.: Gemessener Schallleistungspegel $L_{P,345}$ (a) und Abstrahlgrad (b) im ungesteuerten Fall (noCtrl) und im gesteuerten Fall mit der ASAC-Steuerung 3 ohne Integration der Beschleunigungssignale

5. Zusammenfassung und Ausblick

5.1. Zusammenfassung

Ziel dieser Masterarbeit war die experimentelle Umsetzung eines Schallstrahlungssensors für Steuerungen.

Dafür wurde zunächst eine Parameterstudie durchgeführt, anhand derer eine Auslegung des Schallstrahlungssensors vorgenommen wurde. Als maßgebliche Kriterien zur Auslegung des Schallstrahlungssensors zeigten sich die Wahl der Approximationsfrequenz der Schallstrahlungsmoden sowie die Anzahl der zu berücksichtigten Schallstrahlungsmoden. Im Anschluss an die Parameterstudie wurde, basierend auf einem gemessenen Systemmodell der untersuchten Struktur, eine simulative Vorauslegung der Schallstrahlungssensoren sowie der darauf basierenden ASAC-Steuerungen vorgenommen. Abschließend wurden sämtliche Schallstrahlungssensoren und ASAC-Steuerungen experimentell umgesetzt und getestet. Für diese Untersuchungen wurde eine rechteckige, schwach gedämpfte Struktur aus Aluminium, die sich in einem reflexionsarmen akustischen Messraum befindet, verwendet. Als Aktoren kamen Körperschallwandler zum Einsatz, als Sensoren wurden Beschleunigungssensoren verwendet. Im ersten Kapitel wurde in die Problemstellung der zunehmenden Lärmbelästigung eingeführt. In diesem Zusammenhang wurde ein kurzer Überblick über die unterschiedlichen aktiven Maßnahmen, die zur Ergänzung passiver Lärmreduktionsmaßnahmen Anwendung finden, gegeben. Dabei wurde insbesondere auf den Unterschied zwischen AVC-Systemen, die häufig aufgrund des geringeren Hardwarebedarfs zur Lärmreduktion eingesetzt werden, und ASAC-Systemen hingewiesen. Der entscheidende Vorteil eines ASAC-Systems gegenüber einem AVC-System liegt in der direkten Beeinflussung der Schallabstrahlung einer Struktur und somit einer größeren Leistungsfähigkeit in Bezug auf die Schallleistungsreduktion.

Das zweite Kapitel diente zur Erläuterung der wichtigsten Grundlagen. Es wurde die Berechnung der Schallabstrahlung einer ebenen Platte mithilfe der Elementarstrahlertheorie sowie dessen Approximation – dem *Radiation Modal Expansion*-Verfahren erläutert. Des Weiteren wurde die Berechnung der Optimalsteuerung zur Erzeugung der optimalen Stellsignale eines ASAC-Systems beschrieben.

Basierend auf der Auswahl eines ASAC-Systems zur aktiven Lärmreduktion wurde im Anschluss an die Erläuterung der theoretischen Grundlagen der Stand der Forschung untersucht.

Dabei wurde aufgezeigt, dass vor allem im Bereich der experimentellen Umsetzung von ASAC-Systemen nur wenige Forschungsarbeiten angesiedelt sind. Häufig wird als Grund hierfür der große Hardwarebedarf und der damit verbundene enorme experimentelle Aufwand genannt. Deshalb wurde als Ziel dieser Arbeit die experimentelle Umsetzung eines Schallstrahlungssensors in einer ASAC-Steuerung mit möglichst geringen Hardwarebedarf bei gleichzeitig ca. 10 dB Lärmreduktion formuliert.

Im dritten Kapitel wurde zunächst der Versuchsaufbau sowie die Systemidentifikation zur Generierung eines numerischen Simulationsmodells erläutert. Anschließend wurde auf Basis dieser numerischen Daten eine Parameterstudie zur Auslegung des Schallstrahlungssensors durchgeführt. Dabei wurde für die untersuchte Struktur eine Anzahl von fünf Schallstrahlungsmoden, die bei einer Approximationsfrequenz von 10 Hz berechnet werden, für eine Strukturdiskretisierung in 24 Elementarstrahler als geeigneter Kompromiss ermittelt. Die Auswahl der Strukturdiskretisierung orientiert sich dabei an der Einhaltung des räumlichen Abtasttheorems.

Im vierten Kapitel wurden die Ergebnisse der simulativen Vorauslegung sowie der experimentellen Umsetzung ausführlich dargestellt und diskutiert. Es konnte gezeigt werden, dass die Elementarstrahlertheorie auch bei einer Verletzung der Randbedingung in Form einer nicht vorhandenen akustischen Abschirmung der Vorder- und Rückseite der untersuchten Struktur zur Schätzung der abgestrahlten Schallleistung geeignet ist. In diesem Zusammenhang wurde die Auslegung des Schallstrahlungssensors überprüft. Dabei bestätigte sich das Ergebnis der Parameterstudie, wonach die Approximation der Referenzschallleistung erst mit fünf Schallstrahlungsmoden ausreichend genau gelingt.

Ausgehend von verschiedenen Schallstrahlungssensoren wurden mehrere ASAC-Systeme in Simulation und Experiment getestet. Es zeigte sich, dass auch bei vergleichsweise geringer struktureller Sensor- und Aktoranzahl, hoher Modendichte und stochastischer Störanregung eine Schallleistungsreduktion von 3,5 dB im Experiment erreichbar ist. Bei der detaillierten Analyse der Ergebnisse stellte sich heraus, dass die Überbestimmtheit des Systems in Form von fünf Fehlersignalen bei Verwendung von zwei Aktoren eine deutlichere Schallleistungsreduktion verhindert, da die Berechnung des Optimalfilters infolge der Überbestimmtheit des Systems zahlreicher Restriktionen unterliegt und die volle Leistungsfähigkeit der Aktoren nicht ausgeschöpft wird.

In diesem Zusammenhang wurde eine Optimierung der Schallstrahlungssensoren mit grober Strukturdiskretisierung mit dem Adaptive Linear Combiner-Verfahren untersucht. Mithilfe dieses Verfahrens lässt sich die Schallleistungsschätzung gegenüber einer Referenz, im Vergleich zur Schallleistungsschätzung basierend auf der Elementarstrahlertheorie der groben Strukturdiskretisierung, verbessern. Des Weiteren wurden im Experiment Untersuchungen

zum Einfluss der Kausalität auf ASAC-Steuerungen durchgeführt. Aufgrund des gewählten Systemaufbaus ist das Ausgangssystem bereits nahezu kausal, wodurch eine zusätzliche Verzögerung im Primärpfad keine wesentliche Steigerung der Lärmreduktion bewirkt. Im Zuge dieser Untersuchungen zeigte sich für das betrachtete System ein nahezu linearer Phasengang, wodurch der Optimalfilter mit wesentlich weniger Filtergewichten realisiert werden kann. Zum Abschluss wurden weitere Vereinfachungen zur technischen Realisierung von Schallstrahlungssensoren untersucht. Dabei konnte nachgewiesen werden, dass eine ASAC-Steuerung auch auf Basis der Messung von Strukturbeschleunigungen ohne numerische Integration die abgestrahlte Schallleistung, wenngleich auch etwas geringer, reduziert.

5.2. Ausblick

Da sich die Aktoranzahl sowie deren Platzierung im Rahmen der Arbeit als kritisch herausgestellt hat, sollte diese in weiteren Forschungsarbeiten untersucht werden. Dabei sollten insbesondere Verfahren basierend auf einem akustischen Steuerbarkeitskriterium untersucht werden. Somit könnte geklärt werden, ob ausschließlich die pure Erhöhung der Aktoranzahl eine signifikante Erhöhung der Lärmreduktion bewirkt oder ob mitunter, ab einer gewissen Aktoranzahl, deren optimierte Platzierung den gleichen Effekt bewirkt. In diesem Zusammenhang sind Verfahren, die unabhängig von einem Systemmodell die Aktorplatzierung auslegen von besonderem Interesse. Denn dadurch könnte der Aufwand bei der Entwicklung eines aktiven Systems deutlich reduziert werden, da die Generierung eines Systemmodells mit zunehmender Komplexität der untersuchten Struktur deutlich aufwendiger wird. Besonders in Kombinationen mit den Schallstrahlungsmoden wäre solch ein Verfahren interessant, da die Schallstrahlungsmoden die Schallleistung der untersuchten Struktur ebenfalls unabhängig von einem Systemmodell der Struktur schätzen. In diesem Zusammenhang stellt sich die Frage, ob mit einer ASAC-Steuerung auch bei einer stärker gedämpften Struktur eine Schallleistungsreduktion erreichbar ist.

Des Weiteren bedarf es weiterführender Untersuchungen zu möglichen Vereinfachungen zur technischen Realisierung von Schallstrahlungssensoren. Es konnte zwar gezeigt werden, dass ein Schallstrahlungssensor ohne Singulärwerte zur frequenzabhängigen Gewichtung der Schallstrahlungsmoden die Schallleistung reduziert, aber dieses ASAC-System wurde nur simulativ untersucht. Somit gilt es dieses Ergebnis experimentell zu bestätigen. Dabei stellt sich die Frage, ob die zunehmende Abweichung der Schallleistungsschätzung von der Referenz im höheren Frequenzbereich Auswirkungen auf die Schallleistungsreduktion hat, wenn mehrere

Aktoren verwendet werden oder die Strukturbeschleunigung als Eingangssignal dient.

Literaturverzeichnis

- [1] ANGERT, Roland: *Praktische Maschinenakustik*. Berlin : Springer, 2006 (VDI-Buch). – ISBN 978–3–540–20094–9
- [2] BAUMANN, William T. ; HO, Fu-Sheng ; ROBERTSHAW, Harry H.: Active structural acoustic control of broadband disturbances. In: *The Journal of the Acoustical Society of America* 92 (1992), Nr. 4, S. 1998. <http://dx.doi.org/10.1121/1.405250>. – DOI 10.1121/1.405250. – ISSN 00014966
- [3] BERKHOFF, Arthur P.: Sensor scheme design for active structural acoustic control. In: *The Journal of the Acoustical Society of America* 108 (2000), Nr. 3, S. 1037. <http://dx.doi.org/10.1121/1.1286514>. – DOI 10.1121/1.1286514. – ISSN 00014966
- [4] BINGHAM B.: *Structural-Acoustic Design and Control of an Integrally Actuated Composite Panel*. Cambridge, Massachusetts Institute of Technology, Dissertation, 1999
- [5] BINGHAM B. ; ATALLA M. J. ; HAGOOD N. W.: Comparison of Structural–Acoustic Control Designs on an Active Composite Panel. In: *Journal of Sound and Vibration* 244 (2001), Nr. 5, S. 761–778. <http://dx.doi.org/10.1006/jsvi.2000.3536>. – DOI 10.1006/jsvi.2000.3536
- [6] BORGIOTTI, Giorgio V.: Frequency independence property of radiation spatial filters. In: *The Journal of the Acoustical Society of America* 96 (1994), Nr. 6, S. 3516. <http://dx.doi.org/10.1121/1.411407>. – DOI 10.1121/1.411407. – ISSN 00014966
- [7] BRÜEL & KJAER: *Produktdatenblatt: Sound Intensity Probe Kit - Type 3599, Sound Intensity Microphone Pair - Type 4197, Dual Amplifier - Type 2683*. 2004
- [8] BURDISO, R. A. ; FULLER, C. R.: Theory of feedforward controlled system eigenproperties. In: *Journal of Sound and Vibration* 153 (1992), Nr. 3, S. 437–451. [http://dx.doi.org/10.1016/0022-460X\(92\)90375-8](http://dx.doi.org/10.1016/0022-460X(92)90375-8). – DOI 10.1016/0022-460X(92)90375-8

-
- [9] CHEN, Gang: *Integration akustisch relevanter Zielfunktionen in adaptive Steuerungen für aktive strukturakustische Systeme*. Braunschweig, Technische Universität Braunschweig, Masterarbeit, 2013
- [10] CLARK, R. L. ; BURDISO, R. A. ; FULLER, C. R.: Design Approaches for Shaping Polyvinylidene Fluoride Sensors in Active Structural Acoustic Control (ASAC). In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 4 (1993), Nr. 3, S. 354–365. <http://dx.doi.org/10.1177/1045389X9300400308>. – DOI 10.1177/1045389X9300400308. – ISSN 1045–389X
- [11] DUBBEL, Heinrich ; BEITZ, Wolfgang ; GROTE, Karl-Heinrich: *Taschenbuch für den Maschinenbau: Mit ... Tabellen*. 20., neubearb. u. erw. Aufl. Berlin[u.a.] : Springer, 2001. – ISBN 978–3540677772
- [12] ELLIOTT, S. J.: Radiation modes and the active control of sound power. In: *The Journal of the Acoustical Society of America* 94 (1993), Nr. 4, S. 2194. <http://dx.doi.org/10.1121/1.407490>. – DOI 10.1121/1.407490. – ISSN 00014966
- [13] ELLIOTT, S. J.: *Signal processing for active control*. San Diego, Calif. and London : Academic, 2001 (Signal processing and its applications). – ISBN 0–12–237085–6
- [14] FAHY, Frank J. ; GARDONIO, Paolo: *Sound and structural vibration: Radiation, transmission and response*. 2. ed. Amsterdam : Elsevier Acad. Press, 2007 (ScienceDirect). <http://www.sciencedirect.com/science/book/9780123736338>. – ISBN 978–0–12–373633–8
- [15] FOGG, Brian R.: Optical fiber sensors for active structural acoustic control. In: *Optical Engineering* 31 (1992), Nr. 1, S. 28–33
- [16] FULLER, C. R. ; BURDISO, R. A.: A wavenumber domain approach to the active control of structure-borne sound. In: *Journal of Sound and Vibration* 148 (1991), Nr. 2, S. 355–360. [http://dx.doi.org/10.1016/0022-460X\(91\)90583-6](http://dx.doi.org/10.1016/0022-460X(91)90583-6). – DOI 10.1016/0022–460X(91)90583–6
- [17] FULLER, C. R. ; HANSEN, C. H. ; SNYDER, S. D.: Active control of sound radiation from a vibrating rectangular panel by sound sources and vibration inputs: An experimental comparison. In: *Journal of Sound and Vibration* 145 (1991), Nr. 2, S. 195–215. [http://dx.doi.org/10.1016/0022-460X\(91\)90587-A](http://dx.doi.org/10.1016/0022-460X(91)90587-A). – DOI 10.1016/0022–460X(91)90587–A

-
- [18] GARDONIO, Paolo: Review of Active Techniques for Aerospace Vibro-Acoustic Control. In: *Journal of Aircraft* 39 (2002), Nr. 2, S. 206–214. <http://dx.doi.org/10.2514/2.2934>. – DOI 10.2514/2.2934. – ISSN 0021–8669
- [19] GIBBS ; CLARK ; COX ; VIPPERMAN: Radiation modal expansion: application to active structural acoustic control. In: *The Journal of the Acoustical Society of America* 107 (2000), Nr. 1, S. 332–339. – ISSN 00014966
- [20] GIBBS, Gary ; CABELL, Randolph H. ; JUANG, Jer-Nan: Controller Complexity for Active Control of Turbulent Boundary-Layer Noise from Panels. In: *AIAA Journal* 42 (2004), Nr. 7, S. 1314–1320. <http://dx.doi.org/10.2514/1.11790>. – DOI 10.2514/1.11790. – ISSN 0001–1452
- [21] GU, Y. ; CLARK, R. L. ; FULLER, C. R. ; ZANDER, A. C.: Experiments on Active Control of Plate Vibration Using Piezoelectric Actuators and Polyvinylidene Fluoride (PVDF) Modal Sensors. In: *Journal of Vibration and Acoustics* 116 (1994), Nr. 3, S. 303. <http://dx.doi.org/10.1115/1.2930429>. – DOI 10.1115/1.2930429. – ISSN 07393717
- [22] GUICKING, D.: *Aktive Lärm- und Schwingungsminderung: Von einer Laborkuriosität zum technischen Produkt*. Göttingen, Georg-August-Universität Göttingen, Manuskript, 2007
- [23] HENN, Hermann ; FALLEN, Manfred ; SINAMBARI, Gholam R.: *Ingenieurakustik: Grundlagen, Anwendungen, Verfahren*. 4., Aufl. Wiesbaden : Vieweg, F, 2008 (Praxis). – ISBN 978–3–8348–0255–2
- [24] HERMANN, Klaus: *Zur aktiven Schallabstrahlungsminderung an Strukturen*. Stuttgart, Universität Stuttgart, Dissertation, 2006
- [25] HÖLSCHER, Bernd-Christian: *Experimentelle Untersuchung einer Platte und einer einfachen Doppelschale mit applizierten Dämpfungspaketen*. Braunschweig, Technische Universität Braunschweig, Studienarbeit, 2014
- [26] ISENBURG, Thomas: Faserverstärkte Kunststoffe erobern den Maschinenbau. In: *Technik + Einkauf* (2015), Nr. 1, S. 56–57
- [27] ISING, Hartmut ; SUST, Charlotte A. ; PLATH, Peter: *Gesundheitsschutz*. Bd. 4: *Lärmwirkungen: Gehör, Gesundheit, Leistung*. 10. Aufl., unveränd. Nachdr. Dortmund : Bundesanst. für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin, 2004. – ISBN 3–88261–435–8
- [28] JANDA, Oliver: *Modeling and Control of Sound and Vibration for Smart Structures*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2014

-
- [29] KLAMMER, JESKO H. A. H.: *Strukturmechanik und Vibroakustik von CFK-Flugzeugrümpfen*. München, Technische Universität München, Dissertation, 2009
- [30] KONG, X. ; KUO, S. M.: Study of causality constraint on feedforward active noise control system. In: *IEEE Transactions on Circuits and Systems II: Analog and Digital Signal Processing* 46 (1999), Nr. 2, S. 183–186
- [31] KUO, Sen M. ; MORGAN, Dennis R.: *Active noise control systems: Algorithms and DSP implementations*. New York : Wiley, 1996 (Wiley series in telecommunications and signal processing). – ISBN 978–0471134244
- [32] KURTZE, Günther ; SCHMIDT, Helmut ; WESTPHAL, Wolfgang: *Physik und Technik der Lärmbekämpfung: Mit 58 Taf.* 2., vollst. überarb. Aufl. Karlsruhe : Braun, 1975 (Wissenschaftliche Bücherei). – ISBN 978–3765011139
- [33] LAUTERBACH, Andreas: *Skalierungseffekte in der Aeroakustik von Hochgeschwindigkeitszügen*. Berlin, Technische Universität Berlin, Dissertation, 2013
- [34] LI, Zhonglin: *Design of Active Structural Acoustic Control Systems Using Eigenassignment Approaches*. Blacksburg, Virginia Polytechnic Institute and State University, Dissertation, 1997
- [35] MAILLARD, Julien: *Advanced Time Domain Sensing for Active Structural Acoustic Control*. Blacksburg, Virginia Polytechnic Institute and State University, Dissertation, 1997
- [36] MAN, P. d. ; FRANCOIS, A. ; PREUMONT, A.: *Active control of noise transmission through double wall structures: An overview of possible approaches*. Ghent, 2003 (6th National Congress on Theoretical and Applied Mechanics)
- [37] MAURY, C. ; ELLIOTT, S. J.: Analytic solutions of the radiation modes problem and the active control of sound power. In: *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 461 (2005), Nr. 2053, S. 55–78. <http://dx.doi.org/10.1098/rspa.2004.1357>. – DOI 10.1098/rspa.2004.1357. – ISSN 1364–5021
- [38] MINKOFF, J.: The operation of multichannel feedforward adaptive systems. In: *IEEE Transactions on Signal Processing* 45 (1997), Nr. 12, S. 2993–3005. <http://dx.doi.org/10.1109/78.650259>. – DOI 10.1109/78.650259. – ISSN 1053587X

- [39] MISOL, M. ; ALGERMISSEN, S. ; MONNER, H. P.: Experimental investigation of different active noise control concepts applied to a passenger car equipped with an active windshield. In: *Journal of Sound and Vibration* 331 (2012), Nr. 10, S. 2209–2219. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jsv.2012.01.001>. – DOI 10.1016/j.jsv.2012.01.001
- [40] MISOL, Malte ; HAASE, Thomas ; MONNER, Hans P. ; SINAPIUS, Michael: Causal feed-forward control of a stochastically excited fuselage structure with active sidewall panel. In: *The Journal of the Acoustical Society of America* 136 (2014), Nr. 4, S. 1610–1618. <http://dx.doi.org/10.1121/1.4895710>. – DOI 10.1121/1.4895710. – ISSN 1520–8524
- [41] MOSCHYTZ, George ; HOFBAUER, Markus: *Adaptive Filter: Eine Einführung in die Theorie mit Aufgaben und MATLAB-Simulationen auf CD-ROM*. Berlin[u.a.] : Springer, 2000. – ISBN 978–3–540–67651–5
- [42] MÖSER, Michael: *Technische Akustik: Mit 37 Tabellen*. 9., aktualisierte Aufl. Berlin[u.a.] : Springer Vieweg, 2012 (VDI). – ISBN 978–3–642–30932–8
- [43] NIEMEIER, Wolfgang: *Ausgleichungsrechnung: Statistische Auswertemethoden*. 2., überarb. und erw. Aufl. Berlin [u.a.] : De Gruyter, 2008 (De Gruyter Lehrbuch). – ISBN 978–3–11–019055–7
- [44] OPPENHEIM, Alan V. ; SCHAFER, Ronald W. ; BUCK, John R.: *Zeitdiskrete Signalverarbeitung*. 2., überarb. Aufl. München and Boston [u.a.] : Pearson Studium, 2004 (Elektrotechnik : Signalverarbeitung). – ISBN 3–8273–7077–9
- [45] OUDE NIJHUIS, Marco: *Analysis Tools for the Design of Active Structural Acoustic Control Systems*. Enschede, University of Twente, Dissertation, 2003
- [46] PREUMONT, André: *Solid mechanics and its applications*. Bd. v. 179: *Vibration control of active structures: An introduction*. 3rd ed. Berlin : Springer, 2011. – ISBN 978–94–007–2032–9
- [47] SCHUBERT, Christian: *Sensorkonzepte für Vibrationsreduktionssysteme mit erhöhter akustischer Wirksamkeit*. Braunschweig, Technische Universität Braunschweig, Diplomarbeit, 2014
- [48] SINAMBARI, Gholam R. ; SENTPALI, Stefan: *Ingenieurakustik*. Wiesbaden : Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-05072-6>. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-05072-6>. – ISBN 978–3–658–05071–9

- [49] SNYDER, Scott D.: On feedforward active control of sound and vibration using vibration error signals. In: *The Journal of the Acoustical Society of America* 94 (1993), Nr. 4, S. 2181. <http://dx.doi.org/10.1121/1.407489>. – DOI 10.1121/1.407489. – ISSN 00014966
- [50] STRASSBERGER, Michael: *Aktive Schallreduktion durch digitale Zustandsregelung der Strukturschwingungen mit Hilfe piezo-keramischer Aktoren*. Bochum, Ruhr-Universität Bochum, Dissertation, 1997. <http://www1.am.bi.ruhr-uni-bochum.de/ifm/IFM-111.pdf>
- [51] TANAKA, N. ; SNYDER, S. D. ; HANSEN, C. H.: Distributed Parameter Modal Filtering Using Smart Sensors. In: *Journal of Vibration and Acoustics* 118 (1996), Nr. 4, S. 630. <http://dx.doi.org/10.1115/1.2888345>. – DOI 10.1115/1.2888345. – ISSN 07393717
- [52] VOGL, B.: Vibroakustische Sesorik zur aktiven Minimierung der Schallabstrahlung schwingender Strukturen. In: *Technische Mechanik* 21 (2001), Nr. 3, S. 167–178
- [53] WHO, REGIONAL OFFICE FOR EUROPE: *Burden of Disease from Environmental Noise: Quantification of Healthy Life Years Lost in Europe*. Geneva : World Health Organization, 2011 <http://gbv.ebib.com/patron/FullRecord.aspx?p=1582968>. – ISBN 978 92 890 0229 5
- [54] WIDROW, Bernard: *Adaptive Signal Processing*. Stanford, 1993
- [55] WIDROW, Bernard ; STEARNS, Samuel D.: *Adaptive signal processing*. Englewood Cliffs, N.J. : Prentice-Hall, 1985 (Prentice-Hall signal processing series). – ISBN 0–13–004029–0
- [56] WIDROW, Bernard ; WALACH, Eugene: *Adaptive inverse control*. Upper Saddle River, N.J. : Prentice Hall PTR, 1996 (Prentice Hall information and system sciences series). – ISBN 0–13–005968–4
- [57] WU, Jinwu: Advanced Error Sensing Strategy for Estimating Amplitudes of the First Few Radiation Modes of Vibrating Surface. In: CUI, Jianping (Hrsg.) ; QI, Jiming (Hrsg.): *Proceedings, 9th international conference on electronic measurement and instruments*. [Piscataway, N.J.] : IEEE Press, 2009. – ISBN 978–1–4244–3864–8, S. 925–929

A. Anhang

A.1. Versuchsaufbau

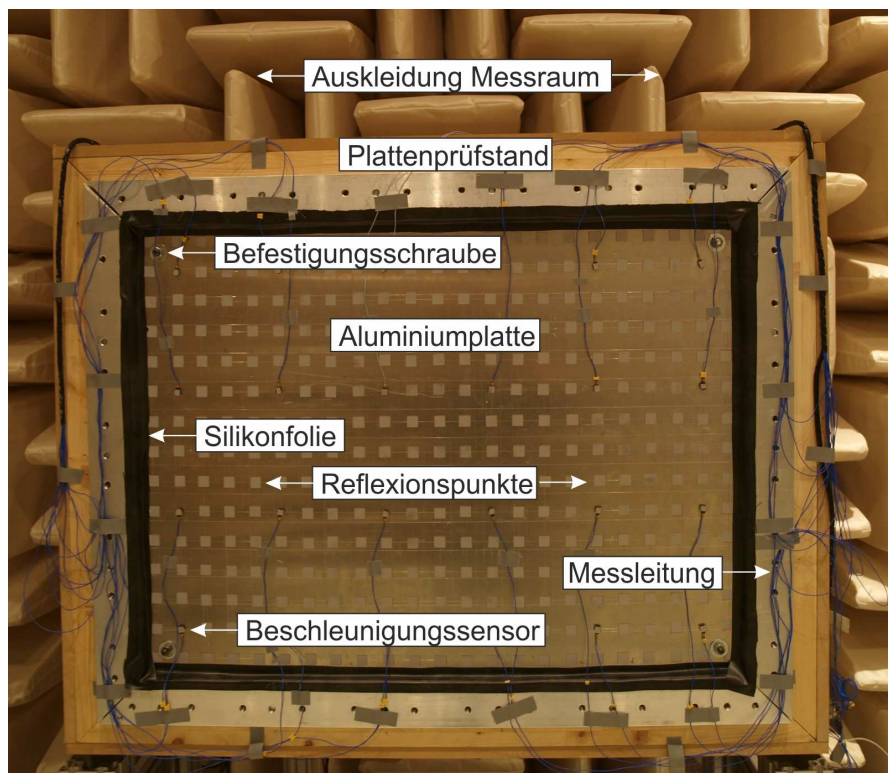


Abbildung A.1.: Versuchsaufbau zur experimentellen Umsetzung des Schallstrahlungssensors mit abgedichtetem Luftspalt

Tabelle A.1.: Materialkennwerte der Aluminiumplatte nach [11]

Materialkennwert	Wert
E-Modul	$70 \times 10^9 \text{ N/m}^2$
Dichte	2700 kg/m^3
Querkontraktionszahl	0,33

Tabelle A.2.: Liste der verwendeten Geräte und Materialien zur experimentellen Umsetzung der Schallstrahlungssensoren

Bezeichnung	Hersteller	Verwendung	Einstellung
Aluminiumplatte $800 \times 600 \times 3 \text{ mm}^3$	unbekannt	schallabstrahlende Struktur	keine Einstellmöglichkeit
Plattenprüfstand	DLR - Eigenbau	Lagerung der untersuchten Aluminiumplatte	Einspannung der Platte über vier M8-Muttern mit 15 N m angezogen
Permanent Magnet Shaker LDS V201	Brüel & Kjær	Aktor zur Störanregung	keine Einstellmöglichkeit
Körperschallwandler EX 45 S - 8 Ohm (4501)	Visaton GmbH	Aktor A1 zur Erzeugung der Sekundärschwingung	keine Einstellmöglichkeit
Körperschallwandler EX 45 S - 8 Ohm (4501)	Visaton GmbH	Aktor A2 zur Erzeugung der Sekundärschwingung	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 165800	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S1 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 166276	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S2 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 105990	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S3 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 166275	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S4 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 105606	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S5 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 105986	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S6 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit

Tabelle A.2.: Liste der verwendeten Geräte und Materialien zur experimentellen Umsetzung der Schallstrahlungssensoren

Bezeichnung	Hersteller	Verwendung	Einstellung
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 105988	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S7 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 105992	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S8 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 106019	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S9 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 177754	PCB Piezotronics. Inc.	Sensor S10 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 177749	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S11 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 106008	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S12 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 166604	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S13 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 106006	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S14 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LN 166280	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S15 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 165801	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S16 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 106011	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S17 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 177748	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S18 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit

Tabelle A.2.: Liste der verwendeten Geräte und Materialien zur experimentellen Umsetzung der Schallstrahlungssensoren

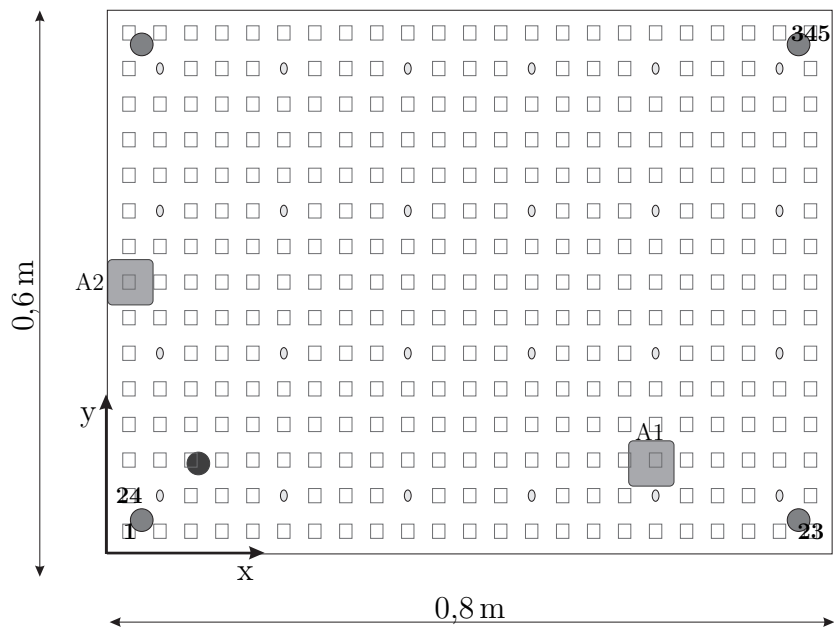
Bezeichnung	Hersteller	Verwendung	Einstellung
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN105991	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S19 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 166278	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S20 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 106020	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S21 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 177751	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S22 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN LW 166279	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S23 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Beschleunigungssensor 352A24/NC - SN 105605	PCB Piezotronics Inc.	Sensor S24 zur Messung des Fehlersignals	keine Einstellmöglichkeit
Schallintensitätsmesssonde 2683-SN 2750839	Bruel & Kjaer	Messung des Wirkanteils der Schallintensität ± 1 dB Wiederholgenauigkeit	keine Einstellmöglichkeit
Intensity Remote Control Type 3050-A-060	Bruel & Kjaer	Zur Bedienung des Datenerfassungsmoduls	keine Einstellmöglichkeit
Datenerfassungsmodul 3050-A060 - SN 3050-105820	Bruel & Kjaer	Datenübertragung der mit der Schallintensitätssonde gemessenen Daten	keine Einstellmöglichkeit

Tabelle A.2.: Liste der verwendeten Geräte und Materialien zur experimentellen Umsetzung der Schallstrahlungssensoren

Bezeichnung	Hersteller	Verwendung	Einstellung
Laser-Scanning Vibrometer PSV - 400	Polytec GmbH	Messung der Strukturschnelle in Normalenrichtung	Mittelung 5 Frequenzbereich 0,625 – 1000 Hz FFT-Linien 6400 (Systemidentifikation) FFT-Linien 1600 (Auswertung) $f_s = 2560$ Hz $\Delta f = 0,625$ Hz
Vibrometer Controller OFV - 5000	Polytec GmbH	Erzeugung des Testsignals zur Systemidentifikation	Amplitude ± 1 V
Junction Box PSV-400	Polytec GmbH	Verbindung der Aktoren mit dem Vibrometer Controller	keine Einstellmöglichkeit
Data Management System DMS	Polytec GmbH	Messrechner zur Auswertung der Vibrometriemessung	keine Einstellmöglichkeit
Geometrie-Scaneinheit PSV-A-420	Polytec GmbH	Einmessen des Platten- prüfstands	keine Einstellmöglichkeit
Analog-Digital-Konverter DS2004	dSpace GmbH	A/D-Wandlung der Fehlersignale	$f_s = 1200$ Hz
Digital-Analog-Konverter DS2103	dSpace GmbH	D/A-Wandlung der Aktorsignale	$f_s = 1200$ Hz
Digitalprozessor-Board DS1006	dSpace GmbH	DSP-System zur Realisierung der Steuerungsalgorithmen, Generierung der Anregungs- und Stellsignale	bandbegrenztes Rausschsignal $f_{\min} = 100$ Hz $f_{\max} = 600$ Hz

Tabelle A.2.: Liste der verwendeten Geräte und Materialien zur experimentellen Umsetzung der Schallstrahlungssensoren

Bezeichnung	Hersteller	Verwendung	Einstellung
Analogfilter-System 255G	Kemo Inc.	Anti-Aliasing-Filter, Rekonstruktionsfilter, ICP-Versorgung der Sensoren	$f_g = 600$ Hz Kopplung AC Verstärkung 0 dB
Zweikomponentenklebstoff X60	HBM GmbH	Befestigung der Körperschall- aktoren und der Koppelmuffe	keine Einstellmöglichkeit
Silikonfolie	unbekannt	Abdichtung des Luftspalts zwischen Rahmen und Platte	keine Einstellmöglichkeit
Wachs 080A109	PCB Piezotronics Inc.	Befestigung der Beschleunigungssensoren	keine Einstellmöglichkeit
Reflexionsfolie	unbekannt	diffuse Reflexion des Laserstrahls	keine Einstellmöglichkeit
Power Amplifier Type 2706	Brüel & Kjær	Leistungsverstärker für den Störaktor	Verstärkung maximal Abschwächer 40 dB
Verstärker für Körperschallwandler	DLR - Eigenbau	Leistungsverstärker für Körperschallwandler	Verstärkung 0 dB



Legende:






-  Körperschallwandler
-  Beschleunigungssensor
-  LSV - Messpunkt
-  Koppelmuffe elektrodynamischer Shaker
-  Bohrung zur Befestigung im Plattenversuchsstand

Abbildung A.2.: Skizze der Aluminiumplatte mit applizierten Sensoren und Aktoren sowie dem Shaker

A.2. Schallstrahlungsmoden

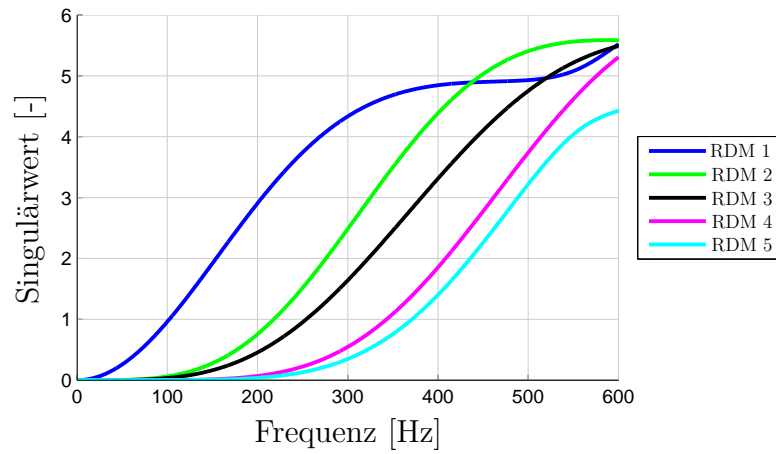


Abbildung A.3.: Singulärwerte der Schallstrahlungsmoden 1 – 5 (kurz: RDM 1 – RDM 5) im Frequenzbereich von 0 – 600 Hz für die Diskretisierung in 24 Elementarstrahler

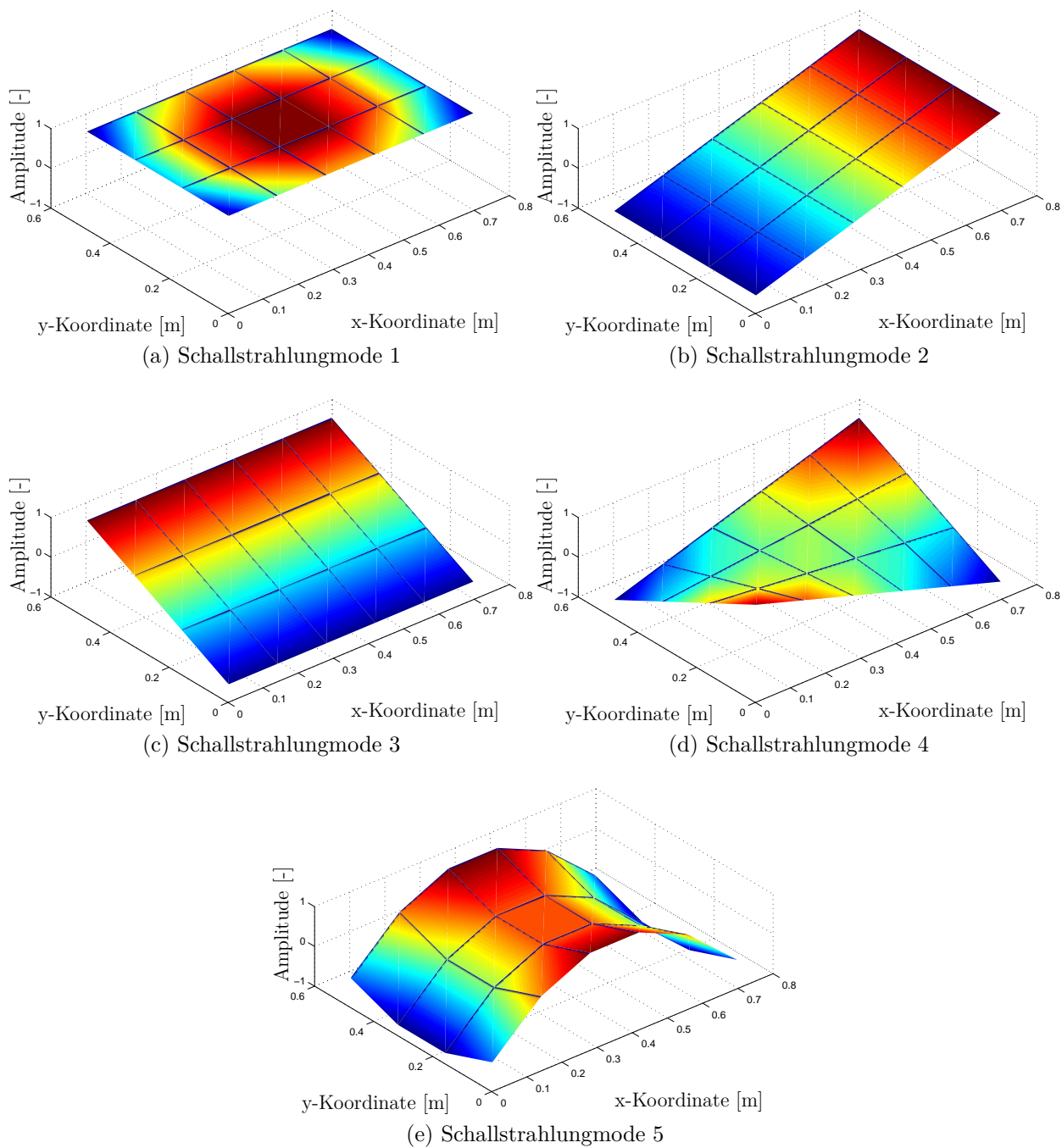


Abbildung A.4.: Schallstrahlungsmoden 1 – 5 bei 10 Hz

A.3. Kavitätsmoden

Die Kavitätsmoden für einen geschlossenen Raum mit sechs schallharten Wänden berechnen sich nach Gleichung A.1 [33]. Streng genommen hat der Plattenprüfstand keine sechs schallharten Wände, die Berechnung soll aber lediglich der Abschätzung der Kavitätsmoden dienen, weshalb die Vereinfachung zulässig ist.

$$f = \sqrt{\frac{c_L^2}{4} \left[\left(\frac{n_x}{L_x} \right)^2 + \left(\frac{n_y}{L_y} \right)^2 + \left(\frac{n_z}{L_z} \right)^2 \right]} \quad (\text{A.1})$$

Tabelle A.3.: Berechnete Frequenzen der Kavitätsmoden des Plattenprüfstands

Kavitaetsmode f_{n_x, n_y, n_z}	Frequenz
$f_{1,0,0}$	211,73 Hz
$f_{0,1,0}$	283,47 Hz
$f_{1,1,0}$	353,81 Hz
$f_{2,0,0}$	423,47 Hz
$f_{0,0,1}$	439,74 Hz
$f_{1,0,1}$	488,06 Hz
$f_{2,1,0}$	509,19 Hz
$f_{0,1,1}$	523,19 Hz
$f_{1,1,1}$	564,41 Hz
$f_{0,2,0}$	566,94 Hz
$f_{1,2,0}$	605,19 Hz
$f_{2,0,1}$	610,48 Hz

A.4. Ergebnisse der numerischen Modalanalyse der untersuchten Aluminiumplatte

In diesem Abschnitt werden die Eigenfrequenzen und einige ausgewählte Eigenformen der numerischen Modalanalyse der Struktur aufgeführt.

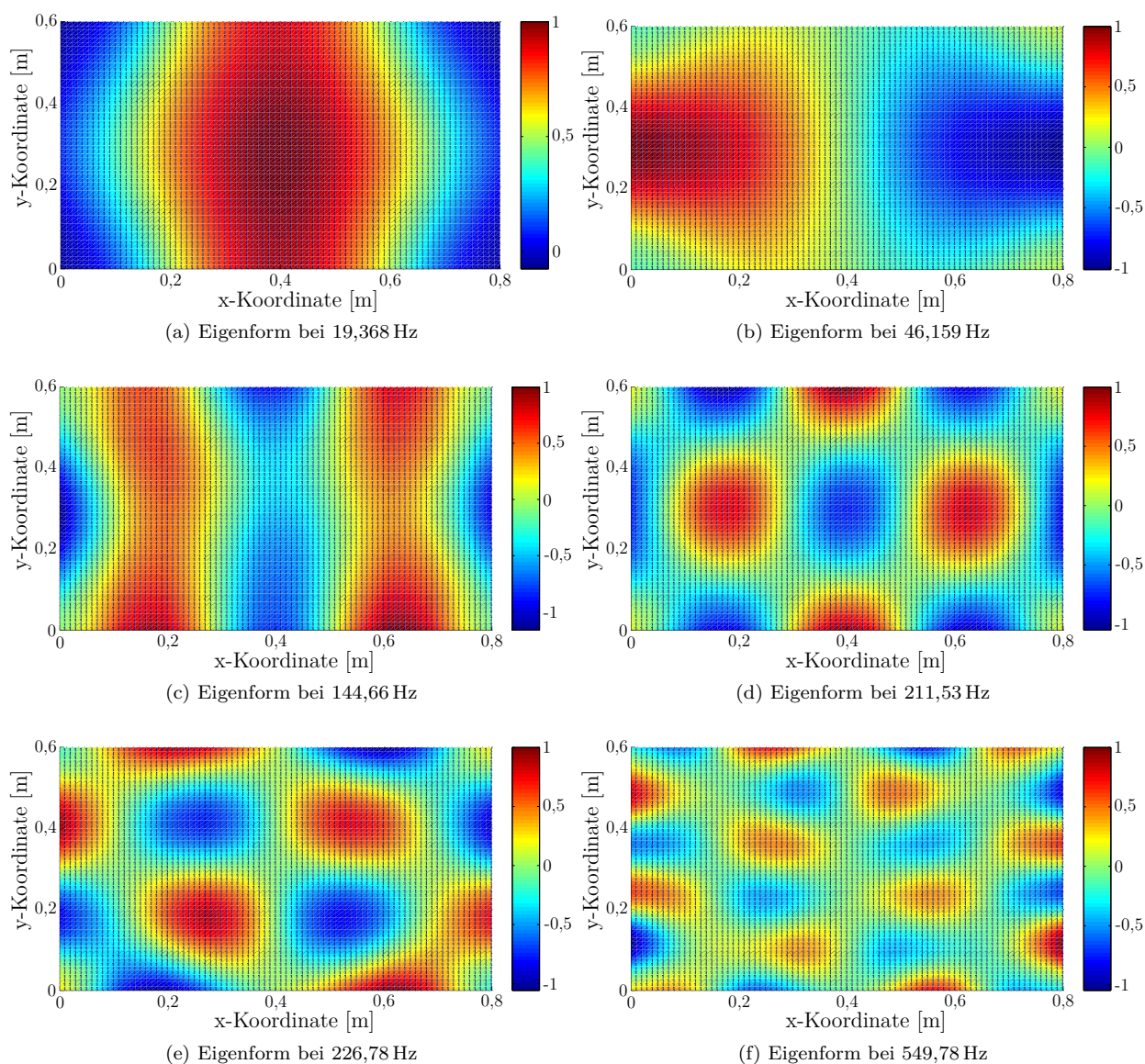


Abbildung A.5.: Eigenformen 1, 3, 10, 14, 15, 36

Tabelle A.4.: Berechnete Eigenfrequenzen der untersuchten Aluminiumplatte

Eigenform	Eigenfrequenz
1	19,368 Hz
2	33,248 Hz
3	46,159 Hz
4	49,318 Hz
5	79,047 Hz
6	81,590 Hz
7	83,333 Hz
8	128,76 Hz
9	136,88 Hz
10	144,66 Hz
11	149,85 Hz
12	155,16 Hz
13	187,75 Hz
14	211,53 Hz
15	226,78 Hz
16	236,50 Hz
17	260,05 Hz
18	264,25 Hz
19	281,28 Hz
20	305,76 Hz
21	312,27 Hz
22	314,03 Hz
23	358,68 Hz
24	368,78 Hz
25	381,15 Hz
26	404,91 Hz
27	426,53 Hz
28	429,53 Hz
29	446,80 Hz
30	453,41 Hz
31	493,68 Hz
32	498,91 Hz
33	522,43 Hz
34	527,59 Hz
35	538,76 Hz
36	549,78 Hz
37	580,79 Hz
38	619,51 Hz